

IVW - Schriftenreihe Band 38

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Marcel Kuhn

Zur strukturmechanischen Auslegung
unidirektional- und gewebeverstärkter
Faserkunststoffverbund-Strukturen

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb
Erwin-Schrödinger-Straße
Universität Kaiserslautern, Gebäude 58
67663 Kaiserslautern

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Universität Kaiserslautern
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2003

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X
ISBN 3-934930-34-4

Zur strukturmechanischen Auslegung unidirektional- und gewebeverstärkter Faserkunststoffverbund-Strukturen

**Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Universität Kaiserslautern
zur Erlangung des akademischen Grades**

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Marcel Kuhn

aus Walldürn

Tag der mündlichen Prüfung: 16. Mai 2003

Prüfungsvorsitzender: Professor Dr.-Ing. Dieter-Heinz Hellmann

1. Berichterstatter: Professor Dr.-Ing. Martin Maier

2. Berichterstatter: Professor Dr.-Ing. Gerhard Scharr

3. Berichterstatter: Dr.-Ing. Norbert Himmel

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 1996 bis 2001 während meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH in Kaiserslautern.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Maier für die Ermöglichung dieser Arbeit, die stets wohlwollende Unterstützung und Übernahme des Referats. Herrn Prof. Dr.-Ing. Gerhard Scharr gilt mein Dank für die Übernahme des Koreferats und seine wertvollen Anregungen. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dieter-Heinz Hellmann bedanke ich mich sehr herzlich für seine freundliche Unterstützung und Ausübung des Prüfungsvorsitzes.

Insbesondere Herrn Dr.-Ing. Norbert Himmel danke ich herzlichst für die vertrauensvolle Zusammenarbeit in den vergangenen Jahren, seine wertvollen Anregungen in Diskussionen und bei der Durchsicht der Arbeit im Rahmen des Koreferats.

Dank auch allen Mitarbeitern der IVW GmbH für die kreativ-konstruktive Unterstützung sowie kollegiale Zusammenarbeit; in Bezug auf diese Arbeit namentlich insbesondere bei den Freunden und Kollegen Louis, Huber, Roth, Steffens, Lenz sowie meinen Studenten Müller, Bouabid und Kuhn.

Darüber hinaus gilt mein Dank der Comat GmbH, Herrn Dr.-Ing. Ralf Funck für die hilfreichen Diskussionen hinsichtlich der Verarbeitungstechnik vollverstärkter FKV-Druckbehälter und der unkomplizierten Freigabe von Daten einer Druckbehälterberstprüfung.

Nicht zuletzt gebührt Dank meinen Eltern und Geschwistern für ihre stets tatkräftige, ausdauernde und großzügige Unterstützung auf meinem Lebensweg sowie für Rückhalt und privaten Ausgleich, wodurch sie sicherlich einen nicht unerheblichen Anteil zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Kurzfassung

Die effektive Nutzung der attraktiven Materialeigenschaften von Verbundwerkstoffen, insbesondere die der langfaserverstärkten Polymere in Großserienbauteilen, macht nicht nur die Entwicklung entsprechender Fertigungsverfahren sondern einhergehend prognosefähige Berechnungsmethoden für Werkstoff und Bauweise notwendig. Praxistaugliche Berechnungsmodelle beschränken sich in der Regel auf bewusst einfach gehaltene analytische Modelle zur Grobdimensionierung oder auf Finite-Elemente-Analysen. Letztere erlauben, lokale Konstruktionsaspekte darzustellen und detaillierte Einsicht in das Strukturverhalten zu nehmen.

Am Beispiel von mit der Wickeltechnik hergestellter zylindrischer Vollkunststoff-Druckbehälter wurden Auslegungsmethoden für unidirektional verstärkte FKV-Strukturen erörtert, experimentell validiert und zusammen mit analytisch formulierten Randbedingungen bzw. Modellen zu Geometrie, Werkstoff und Fertigung in ein vollparametrisches, dreidimensionales FE-Auslegungsmodul implementiert. Durch die Auflösung der tragenden Tankstruktur in die einzelnen Wickellagen und der parametrischen Variation von Lagenaufbau und Domgeometrie gestattet dieses eine effektive Bauweisenoptimierung hinsichtlich Gewicht und Werkstoffausnutzung. Insbesondere die neuartige, experimentell verifizierte Beschreibung der einzelnen Wickellagendicken im Behälterdom erlaubt eine der Fertigung entsprechende, im jeweiligen Wicklungslagenende wulstfreie Behältermodellgenerierung.

Gewebeverstärkte thermoplastische Halbzeuge können oberhalb ihrer Verformungstemperatur wiederholt mittels Stempelumformprozess in aufeinander abgestimmten Werkzeughälften umgeformt werden. Für eine effektivere Auslegung solcher Bauweisen durch Verbesserung der Werkstoffmodellierung wird erstmalig die Prozesssimulation mit der Strukturanalyse gekoppelt. Die hierfür entwickelte Schnittstelle vollzieht neben der Datenübersetzung die automatisierte Aufbereitung des Simulationsschalennetzes zum voluminösen Strukturmodell nebst Modellbeschneidung und beinhaltet erste Ansätze zur Abschätzung der Werkstoffkennwerte des infolge der Drapierung nicht mehr orthogonal gewebeverstärkten FKV. Die Berücksichtigung von Fadenorientierung, Dickenverteilung und auftretenden Falten durch Übertragung des Simulationsnetzes erlaubt eine im Vergleich zum Stand der Technik realitätsnähere, durch Bauteilprüfungen validierte Abbildung des mechanischen Strukturverhaltens.

Abstract

The effective use of the attractive material properties of fiber reinforced plastics (FRP), especially of long fiber reinforced polymers in mass production, requires an advanced development of suitable manufacturing processes and prognostic design and analysis methods for the material and structural behavior. This paper resulted out of two research projects, accompanied by industrial, close to series development tasks. The objective was to increase the efficiency of the material, structure and manufacturing aspects of the prototype development through improved modeling methods in analysis and simulation in close relationship with the design, material development and testing facilities.

Mass production capability of thermoforming processing in combination with weight saving potentials on the one hand and thermal and electrical insulation advantages of thermoplastics in comparison to steel on the other hand was the motivation for the development of a safety toe cap for safety shoes made of canvas reinforced thermoplastics. An innovative analysis method for structures made of canvas reinforced plastics which was initiated by this development program focus on a realistic reproduction of the non-orthogonal fiber reinforcement of the woven fabric after the thermoforming process. Canvas reinforced thermoplastics can be simplified as an alignment of small unidirectional fiber reinforced sections in weft and warp direction. The underlying design theories for unidirectional FRP were rehashed and advanced in the framework of a full plastic high pressure vessel development program. To improve the effectiveness of the pressure vessel design work, the mentioned design theories and further specific manufacturing models were implemented in an innovative, full-parametric design module validated by burst pressure vessel tests.

Of importance for the dimensioning and wide application of FRP-structures is the ability to forecast the material behavior, particularly with regard to the frequent lack of measured material properties in practical design work. The conceptual formulation was augmented for the quality assessment of the accomplished design work with a systematic evaluation of the most well known estimations in regards to stiffness and strength properties of unidirectional and canvas reinforced plastics. For non-orthogonal canvas reinforced FRP, as in case of thermoformed components, no appro-

appropriate material model is available. A relatively easy handling material model for orthogonal canvas reinforced FRP known in literature was augmented to non-orthogonal.

This paper is not dealing with lightweight construction methods but in fact with the objective to improve the praxis relevant design methods of unidirectional and bi-directional fiber reinforced plastics; i.e. including estimations for material properties and manufacturing influences.

The fundamentals of the presented analyses are the consideration of fiber orientation and ply thickness close to reality by analytical models implemented in the FEA like the description of the fiber deposition in a filament winding process.

A significant improvement of the design and analyses methods for unidirectional FRP exemplarity in the case of high pressure vessels made of full plastic has been done by the comprehension of relevant manufacturing parameters, especially through the improved description of the ply thickness in the vessel domes. This was achieved by combining two models, each separately known in literature, to level the bulges at the end of each ply due to increasing fiber coverage and their mathematical description. This leveling meets the practical corrections that also have to be done in a filament winding program in the manufacturing process. Validating measurements on pressure vessel prototypes were performed and showed excellent accordance.

Beyond it, the developed parametric FE analysis tool for cylindrical pressure vessels produced with the filament winding technique enables a time efficient design optimization and analysis because of its automated model generation. The analysis or evaluation of variants of the load bearing FRP lay-up, the influence of different valve geometry and dome contours necessitates now solely the modification of the input parameters.

For a specific forecast of the achievable burst pressure of a pressure vessel design additional work has to be done. A degradation model has to be implemented in the analysis tool to evaluate the increasing local ply failures until the vessel burst. The main objective for the unidirectional FRP essay of the paper was to improve the model generation and to increase the time effectiveness of the design analysis, which has been achieved. The originally planned implementation of a strength evaluation of pressure vessels in the analysis tool were set back to future work due to the

unsufficient amount of vessel tests and for the benefit of a challenging design analysis concept for canvas reinforced FRP.

For thermoformed canvas reinforced FRP the fiber orientation and ply thickness can be determined by process simulation. Interfaces to the structural analysis that particularly include the theoretical estimation of material properties and the material modeling are not available in the commercial market. Hence, even the structural analysis of such constructions can not be assumed to be state of the art. Previous analyses of thermoformed constructions depend on material isotropy or neglect the canvas shearing during draping; i.e. the thermoformed woven fabric material is modeled with orthogonal fiber orientation and constant ply thickness. The objective of this paper is to combine forming simulation and structural analysis in a way, that beside the pure data translation, the interface performs an automated transformation of the shell based process simulation FE net to a volumetric structure model including the model trimming and the estimation of the non-orthogonal material properties. The consideration of fiber orientation, thickness distribution and eventually occurring crinkles transferred with the FE net of the process simulation into the structural analysis allows a much more reliable reproduction of the mechanical structure behavior as in comparison to the traditional state of the art analysis which has been validated by extensive prototype tests.

The static, non-linear analysis of the toe cap made of canvas reinforced thermoplastic is accompanied by very successful prototype tests, which in turn pushed this toe cap design ahead. This series are closely linked to material development, as well as new manufacturing technology.

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen	VIII
1 Einleitung.....	1
1.1 Einführung	1
1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung	3
2 Stand der Technik	6
2.1 Druckbehälter	6
2.1.1 Speichertechnologien.....	6
2.1.2 Bauweisenkonzepte	10
2.2 Zehenschutzkappe	15
3 Faserkunststoffverbunde (FKV).....	17
3.1 Grundlagen zur Werkstoffauswahl	17
3.2 Herstellung und Verarbeitung	21
3.2.1 Unidirektional verstärkte Halbzeuge in der Wickeltechnik	21
3.2.2 Organobleche und ihre Verarbeitung mittels Umformtechnik	22
3.3 Abschätzung mechanischer Werkstoffkennwerte	24
3.3.1 Unidirektional verstärkte FKV	24
3.3.2 Gewebeverstärkte FKV	31
3.4 Festigkeitskriterien	48
3.4.1 Versagen in Einzelschicht	48
3.4.2 Totalversagen des Laminats - Degradationsmodelle	53
4 Auslegung zylindrischer Vollkunststoff-Druckbehälterbauweisen	56
4.1 UD-spezifische Fragestellungen	56
4.2 Anforderungen	57
4.3 Analytische Modelle zur Auslegung gegen Innendruck	61
4.4 FE-Berechnungsmodul	64
4.5 Auslegung zylindrischer Behälter.....	65
4.5.1 Randbedingungen	65
4.5.2 Analytische Auslegung	67
4.5.3 FE-Auslegung	69

4.5.4 Experimentelle Ergebnisse und Verifikation	73
5 Auslegung gewebeverstärkter, thermisch umgeformter FKV- Zehen- schutzhüllen	83
5.1 Anforderungen	83
5.2 Umformsimulation	86
5.2.1 Grundlagen	86
5.2.2 Umformsimulation einer Zehensutzhülle	90
5.3 Strukturanalyse	93
5.3.1 Schnittstelle und Modellgenerierung	93
5.3.2 Berechnungsergebnisse und Modellvalidierung	98
5.4 Prototypenherstellung und Bauteilprüfung	102
6 Zusammenfassung und Ausblick	110
6.1 Werkstoffkennwerte	110
6.2 Auslegung von FKV-Vollkunststoff-Druckbehältern unter Berücksichtigung von Fertigungsparametern	111
6.3 Auslegung von thermogeformten Zehensutzhüllen mit Gewebever- stärkung unter Berücksichtigung der Scherung und Aufdickung	113
6.4 Fazit	115
Literaturverzeichnis	116
Anhang	128
A.1 Textile Halbzeuge	128
A.2 Allgemeine Werkstoffkennwerte	129
A.3 Kennwertermittlung an gescherten GV-FKV-Proben	131
A.3.1 Meßtechnik und Prüfapparatur	131
A.3.2 Repräsentative Spannungs-Dehnungskurven	132
A.3.3 Tabellarische Zusammenfassung gemessener Laminatkennwerte	133
A.4 Druckbehälter Typ1	134
A.5 Zehensutzhülle	137
A.5.3 Prüfapparatur und Meßtechnik	137
A.5.4 Bauweise 701-2.6	137

Formelzeichen und Abkürzungen

AF, AFK	Aramidfaser, aramidfaserverstärkter Kunststoff
BB	Basisblech
BD	bidirektional
BZ	Brennstoffzelle
CDS	Characteristic Damage State
CF, CFK	Kohlenstofffaser, kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CFC	kohlenstofffaserverstärkte Kohlenstoffmatrix
CNG	Compressed Natural Gas
CNF	Kohlenstoffnanofaser
DS	Deckschicht
DSC	Differential Scanning Calorimetry
EP	Epoxidharz
EZ	Einheitszelle
FB	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FG	Flächengebilde
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FPF	First ply failure
GF, GFK	Glasfaser, Glasfaserverstärkter Kunststoff
GH ₂	gasförmiger Wasserstoff
GMT	glasmattenverstärkter Thermoplast
GS	Gewebeschicht
GV	gewebeverstärkt
HDPE	High Density Polyethylen
KT	Kontinuumstheorie
LF	Langfaser
LH ₂	flüssiger Wasserstoff
LNG	Liquified Natural Gas
LPF	Last Ply Failure
MB	Matrixbruch
NGV	Natural Gas Vehicle
NT	Netztheorie

PA	Polyamid
RT	Raumtemperatur
RTM	Resin Transfer Molding
SCRIMP	Seemann Composite Resin Infusion Manufacturing Process
SMAC	Shape Memory Alloy Composite
SMC	Sheet Molding Compound
TB	Tailored Blank
UD	unidirektional
UV	ultraviolett
VA	Ventilanschlussstück
ZDÜ	Zylinder-Dom-Übergang
α	thermischer Ausdehnungskoeffizient
β	Winkel
γ	Scherwinkel
ϑ	Winkel zwischen Kett- oder Schussfaden und deren Winkelhalbierenden
θ	Faserwelligkeitswinkel bzw. lateraler Druckbehälterwinkel
ε	Dehnung
λ	Wärmeleitzahl, Wellenlänge
ρ	Dichte
η	Steifigkeitsabminderungsfaktor
ζ	Anstrengung gemäß Festigkeitskriterium nach Tsai-Wu
ω	Wickelwinkel
a	Amplitude
A	Fläche
b	(Bändchen-) Breite
D, d	Durchmesser
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
G	Schubmodul
L, l	Länge
m	Masse
p	Druck

P	Punkt
R	Festigkeit
s	Weg
t	Dicke
T	Temperatur
V	Volumen
WP	Wendepunkt

Indizes

0	Ausgangsgröße
1	Faserrichtung
2	Faserquerrichtung, in der Schichtebene
3	Faserquerrichtung, senkrecht zur Schichtebene
a	außen
Ä	Äquator
b	Berstdruck
c	Druck (hochgestellt), Verbund (tiefgestellt)
f	Faser
g	gekrümmt
h	Prüfdruck
i	innen
k	Kreuzlage
K	Kettfaden
l	linear
m	Minimum (hochgestellt), Matrix bzw. Meridian (tiefgestellt)
P	Pol
s	Betriebsdruck
S	Schussfaden
t	Zug (hochgestellt)
u	Umfangslage
x, y, z	Koordinatenrichtungen im Laminatkoordinatensystem

1 Einleitung

1.1 Einführung

Neuartige Produkte bedingen immer höhere Werkstoffanforderungen, die oftmals nur durch maßgeschneiderte Eigenschaftsprofile von Verbundwerkstoffen erzielt werden können. Die Hauptanwendungsgebiete der Kunststoffverbunde liegen im Bereich der Luftfahrt-, Automobil-, Freizeit- und Sportgeräteindustrie sowie dem Bauwesen. Der Verbrauch an Verbundwerkstoffen stieg auf insgesamt 5 Millionen Tonnen weltweit im Jahr 2000. Das entspricht einer jährlichen Durchschnittswachstumsrate von etwa 5 % während der letzten 6 Jahre. Hierbei verteilt sich die jährliche Verbrauchssteigerung von faserverstärkten Duromeren auf 4 % bzw. Thermoplasten auf 7 %. Abbildung 1.1 skizziert das europäische Marktvolumen nach Marktfeldern in Abhängigkeit des durchschnittlichen Preisniveaus für 1997. Insbesondere für die Automobilindustrie gilt der Kostenfaktor als Ausschlusskriterium. Die aktuelle Entwicklung sogenannter Niedrigpreis-Kohlenstofffasern (24k) lassen eine baldige Werkstoffkostensenkung erwarten. Gegenüber Metallen sind Verbundwerkstoffe vor allem dann konkurrenzfähig, wenn neben einer werkstoffgerechten Konstruktion mehrere Teile und Funktionen in einem einzigen Bauteil, ohne Fügeprozess vereint werden [1, 2].

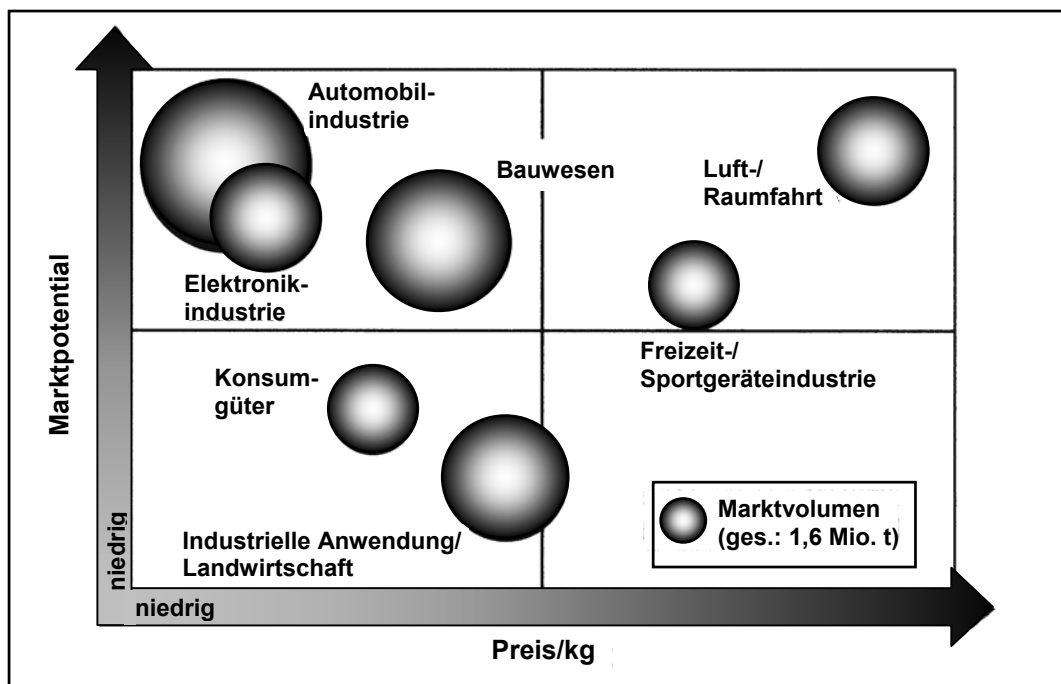


Abbildung 1.1: Marktpotential und spezifisches Preisniveau der Anwendungsbereiche auf dem europäischen Verbundwerkstoffmarkt 1997 [1]

Die Nutzung der attraktiven Materialeigenschaften von Verbundwerkstoffen in Großserienbauteilen, insbesondere die der langfaserverstärkten Polymere, erfordert die Entwicklung prognosefähiger Berechnungsmethoden und effektiver Fertigungsverfahren. Die im Flugzeugbau üblichen, arbeitsintensiven Herstellungsverfahren wie das Handlaminieren oder Tapelegen verbunden mit langen Aushärtezeiten im Autoklaven werden den Anforderungen einer wirtschaftlichen Großserienfertigung nicht gerecht. Abbildung 1.2 listet die Verbreitung der gebräuchlichen Verarbeitungsverfahren für glasfaserverstärkte Verbundwerkstoffe in Europa auf.

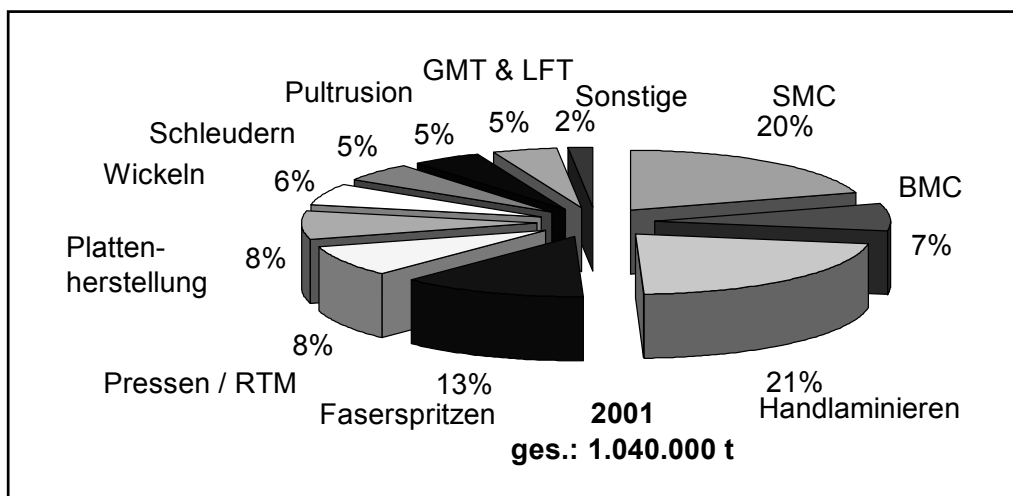


Abbildung 1.2: GFK-Verarbeitungsmarkt in Europa [3]

Stand der Technik ist die Großserienfertigung von Bauteilen aus langglasfaserverstärkten Verbundwerkstoffen mit ungerichteter Faserverstärkung, wie das Fließpressen von GMT (glasmattenverstärktem Thermoplast) oder duromerem SMC (Sheet Molding Compound) sowie das Spritzgießen von LF Granulaten [4, 5]. Derzeit dominieren Verbundwerkstoffe mit duromeren Matrixsystemen den Markt. Für die wirtschaftliche und serientaugliche Nutzung dieser Werkstoffe werden intensive Entwicklungsarbeiten seitens der Industrie auf dem Gebiet des Harzinjektionsverfahrens (RTM) vorangetrieben. Der zeitintensive chemische Aushärteprozess und die auf wenige Wochen beschränkte Halbzeuglagerfähigkeit beeinträchtigt die Verarbeitung der Duromere im Gegensatz zu den wiederholt schmelzbaren Thermoplasten (Tabelle 1.1) [6]. Die Schmelzbarkeit des Thermoplasts bietet weitere Vorteile wie umweltverträgliche weil lösungsmittelfreie Verarbeitung, Fügen durch Schweißen und somit Reparaturfähigkeit sowie Recycling [7, 8]. Sie ist darüber hinaus die Grundlage

Tabelle 1.1: Eigenschaftsvergleich thermoplastischer und duromerer Systeme [9]

	Eigenschaft	Thermoplastische FKV	Duromere FKV
Mechanische/ chemische/ physikalische Aspekte	Molekülstruktur	langkettig, unvernetzt	vernetzt
	Viskosität	Schmelze: hoch	unvernetzte Matrix: gering
	Schlagzähigkeit	hoch	mäßig
	Dämpfung	gut	mäßig
	Temperaturbeständigkeit	mäßig bis ausgezeichnet	gut
	Interlamin. Bruchfestigkeit	hoch	mäßig
	Bruchdehnung	hoch	niedrig
	Zugfestigkeit	hoch	hoch
	Modul	mäßig	hoch
	Feuchteaufnahme	gering bis mäßig	hoch
Verarbeitung/ wirtschaftliche Aspekte	Halbzeuglagerfähigkeit	unbegrenzt	begrenzt
	Lagerbedingungen	keine bes. Anforderungen	i.d.R. tiefgekühlt (Prepreg)
	Fertigungszyklen	kurz	lang
	Umformbarkeit nach Verarbeitung	möglich	schlecht
	Verarbeitungstemperatur	hoch	niedrig
	Halbzeugpreise	niedrig bis hoch/ Verfügbarkeit	hoch
	Recyclierbarkeit	möglich	schlecht
	Emissionen bei Verarbeitung	gering	mäßig

der Verarbeitung in einem Umformprozess. Als großserientaugliche Halbzeuge eignen sich vor allem vorgefertigte, plattenförmige thermoplastische Lamine mit kontinuierlicher Faserverstärkung, sogenannte „Organobleche“ wie sie in einer Doppelbandpresse hergestellt werden können [10]. Die Begriffswahl erinnert an die Parallele des Tiefziehens metallischer Bleche. Alternative Halbzeuge für den Umformprozess sind pulverimprägnierte geschichtete Laminataufbauten, alternierende Lagen aus Gewebe und Thermoplastfolien sowie Hybridgewebe aus Verstärkungs- und Polymerfasern (Commingled Yarn), die während des Umformprozesses miteinander imprägniert und konsolidiert werden [11, 12].

1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Die Großserientauglichkeit des Umformprozesses und die Gewichts- sowie thermischen und elektrischen Isolationsvorteile gegenüber Stahl waren Beweggrund für die Entwicklung einer Zehenschutzkappe für Sicherheitsschuhe aus thermoplastischem Kunststoff mit Gewebeverstärkung. Die durch diese Aufgabe initiierte Entwicklung einer neuen Auslegungsmethode für gewebeverstärkte (GV) FKV-Strukturen zielt darauf ab, die nach der Umformung nicht mehr orthogonal vorliegende Faserverstärkung realitätsnah abzubilden (Kapitel 5). Vereinfacht lässt sich ein Gewebe als eine

Aneinanderreihung vieler kleiner unidirektional (UD) faserverstärkter Teilstücke in Kett- und Schussrichtung darstellen. Die zugrunde liegenden Auslegungstheorien für die UD-FKV sind im Rahmen dieser Arbeit für Vollkunststoff-Hochdruckbehälter aufzuarbeiten und weiter zu entwickeln. Für eine möglichst effektive Behälterauslegung sind diese dann, neben weiteren, fertigungsspezifischen Modellen in ein innovatives, vollparametrisches Berechnungsmodul zu implementieren und letzteres mit Versuchsergebnissen aus der Behälterberstprüfung zu validieren (Kapitel 4).

Entscheidend für die Dimensionierung und somit den breiten Einsatz von FKV-Strukturen ist die Prognosefähigkeit des Werkstoffverhaltens, insbesondere auch deshalb weil für Auslegungsaufgaben in der Praxis zumeist nur wenige, gemessene Werkstoffkennwerte zur Verfügung stehen. Um die Qualität der durchzuführenden Auslegungen beurteilen zu können, wurde die Aufgabenstellung um eine systematische Aufarbeitung und Bewertung der bekanntesten Modelle zur Abschätzung der Steifigkeiten und Festigkeiten von UD- und GV-FKV sowie der verbreitesten Festigkeitskriterien erweitert (Kapitel 3). Festzustellen ist, dass für nicht orthogonal gewebeverstärkte FKV, wie im Falle von thermogeformten Bauteilen, keine adäquaten Materialmodelle zur Verfügung stehen. Ein aus der Literatur bekanntes, relativ leicht zu handhabendes Materialmodell für orthogonale GV-FKV ist, auf nicht-orthogonale GV-FKV zu erweitern und in die Strukturanalyse zu implementieren (Kapitel 7.1).

Diese Arbeit beschäftigt sich nicht mit konstruktiven Leichtbaumaßnahmen sondern verfolgt das Ziel Methoden für eine praxisnahe Auslegung von unidirektional- und gewebeverstärkter FKV-Strukturen, d.h. mit üblicherweise zu treffenden Abschätzungen bei Werkstoffkennwerten und Fertigungseinflüssen, zu verbessern. Grundlage der hier vorgestellten Berechnungen muss eine realitätsnahe Berücksichtigung von Faserorientierung und Schichtdicke sein, welche durch die Implementierung analytischer Modelle in die FE-Analyse beispielsweise zur Beschreibung der Fadenablage im Wickelprozess zu gewährleisten gilt (Kapitel 4). Für thermisch umgeformte GV-FKV kann die Faserorientierung und Schichtdicke durch die Prozesssimulation ermittelt werden. Schnittstellen zur Strukturanalyse, die insbesondere die theoretische Abschätzung der Werkstoffkennwerte bzw. Materialmodellierung (Kapitel 3) einschließen, sind jedoch zur Zeit nicht auf dem kommerziellen Markt erhältlich. Infolgedessen kann derzeit selbst die Steifigkeitsanalyse solcher Bauweisen nicht als Stand

der Technik angesehen werden. Bisherige Strukturanalysen von umgeformten Bauteilen basieren entweder auf der Annahme von Werkstoffisotropie oder betrachten das drapierte Gewebe als ungeschert, d.h. orthogonal und konstant in der Wanddickenverteilung. Ziel ist es mit einer Schnittstelle Umformsimulation und Strukturanalyse derart zu koppeln, dass über die Datenübersetzung hinaus eine automatisierte Aufbereitung des Simulationsschalennetzes zum voluminösen Strukturmodell nebst Modellbeschneidung und Abschätzung der nicht-orthogonalen GV-FKV-Kennwerte erfolgt (Kapitel 5). Die Berücksichtigung von Fadenorientierung, Dickenverteilung und auftretender Falten durch Übertragung des Simulationsnetzes verspricht zumindest hinsichtlich des Steifigkeitsverhaltens eine im Vergleich zum Stand der Technik realitätsnähere Abbildung des mechanischen Strukturverhaltens zu erlauben, was die nachfolgende Bauteilvalidierung beweisen soll.

Zusammenfassend lassen sich folgende Ziele für die vorliegende Arbeit definieren:

- Auflistung und Bewertung der in der Literatur zur Verfügung stehenden Werkstoffkennwertabschätzungsmodelle als Grundlage für Auslegungen von UD- und GV-FKV-Strukturen.
- Analyse der Auslegungsmethoden für UD-FKV am Beispiel zylindrischer Vollkunststoff-Hochdruckbehälter und deren Verbesserung sowie Effektivitätssteigerung durch Einbeziehung von die Fadenablage im Wickelprozess beschreibender Modelle und Fertigungsparameter in ein parametrisches FE-Berechnungsmodul.
- Verbesserung der strukturmekanischen Auslegung von gewebeverstärkten, thermogeformten FKV am Beispiel einer Zehenschutzkappe durch die Kopplung von Umformsimulation und Strukturanalyse.

2 Stand der Technik

2.1 Druckbehälter

2.1.1 Speichertechnologien

Die Pressluftbevorratung in Brems-, Luftfeder- und Öffnungssystemen, zum Aufblasen von Notrutschen und Rettungsgeräten sowie Tank-, Atemschutz- und Feuerlöschsysteme sind gebräuchliche Anwendungen für Druckbehälter. Traditionell in Metall ausgeführt, werden sie zunehmend durch leichtere und wartungsfreie FKV-Behälter ersetzt. Neue Druckbehältermärkte entstehen derzeit im Automobilbereich und bei elektrischen Kleingeräten durch die Entwicklung neuer Antriebs- und Energieversorgungskonzepte. Erdgas- und wasserstoffbetriebene Fahrzeuge können vor allem beim Verkehr in Ballungsräumen durch ihre schadstoffarme Verbrennung zur Entlastung der Umwelt beitragen. Eine der noch nicht befriedigend gelösten technischen Problemstellungen für den mobilen Serienseinsatz ist die im Vergleich zu Fahrzeugen mit Diesel- oder Benzinkraftstoffen aufwendige Speichertechnik im Fahrzeug. Das Sicherheitsrisiko dieser Speichertechnologien ist nicht automatisch höher, nur weil es sich in der Regel um Gase handelt. Aufgrund spezifischer Eigenschaften wie beispielsweise der schnellen explosionslosen Verflüchtigung selbst bei unfallbedingter Leckage und erhöhtem Sicherheitsaufwand bei Speicherung und Transport bieten Wasserstoff und Erdgas (Gefahrgutklasse 2) oftmals sogar höhere Sicherheitsreserven als Benzin oder Diesel [14, 15]. Erdgas wird in flüssiger Form unter der Bezeichnung „Liquified Natural Gas“ (LNG), bei einer Temperatur von -253 bis -160 °C in Kryogentanks oder gasförmig unter „Compressed Natural Gas“ (CNG) in Hochdruckbehältern mit Betriebsdrücken von mindestens 20 MPa gespeichert. Ein Problem für die Etablierung der mobilen Brennstoffzellentechnik stellt die geringe volumen- wie auch massenbezogene Speicherdichte des Wasserstoffs dar (Tabelle 2.1). Die zur Zeit massenbezogen effektivste Speichermethode ist die Flüssigwasserstoffspeicherung. Sie bedingt jedoch hohe Infrastrukturanforderungen infolge der Tiefsttemperaturspeicherung, die vor allem dem Einsatz in elektrischen Kleingeräten widersprechen, weshalb bei diesen die Druckgaswasserstoffspeicherung die am häufigsten angewandte Form darstellt [16, 17].

CNG-Hochdruckbehälter beider Medien sind üblicherweise in zylindrischer Form als monolithische Metallbehälter (CNG-1) oder als mit Faser-Kunststoff-Verbunden umfangs- oder vollverstärkte Metallbehälter (CNG-2 bzw. CNG-3) im Einsatz. Ihr relativ hohes Gewicht bezogen auf das Speichervolumen reduziert die Reichweite erdgasbetriebener Fahrzeuge auf 300 - 450 km, weshalb sie im PKW-Sektor zur Zeit nur im bivalenten Erdgas-Benzin-Betrieb im Einsatz sind. Ein größeres Marktpotential bietet der Einsatz im Flottenbetrieb von Nahverkehrsbussen aufgrund des größeren Raumangebots für mehrere oder größere Behälter z.B. durch die Dachmontage und die Möglichkeit der Kombination von Halte- und Tankstelle [18, 19]. Ziel der Behälterentwicklung ist es, die spezifische Speicherkapazität durch die Herstellung von gewickelten Vollkunststoff-Druckbehältern (CNG-4) mit geeigneten Linern zu erhöhen. Erste Behälter mit Kunststofflinern sind in der Erprobung [23, 24]. Hierfür ist, wie für die Metallbehälter auch, eine eingehende Analyse der Tankbauweise unter Einbeziehung der mehrachsigen Belastungen insbesondere infolge des Biegeeffektes im Übergangsbereich vom Zylinder- in den sich anschließenden Dombereich und des spezifischen Versagensverhaltens erforderlich.

Um das Leichtbaupotential dieser Vollkunststoffbehälter noch effektiver zu nutzen, ist die Anpassung und Weiterentwicklung bestehender Berechnungsmodelle für Metall- und Hybridbehälter erforderlich. Dabei sollen nicht nur zylindrische Behälter mit unterschiedlichen Domformen betrachtet werden. Das Ziel ist, bauraumangepasste, d.h. flachbauende und im Idealfall freigeformte Tankbauweisen zu entwickeln. Für die Realisierung dieses Vorhabens ist ein Abfangen der auftretenden Biegemomente in diesen Behältergeometrien und somit die Entwicklung von Zugstäben, Krafteinleitungs- und Versteifungselementen vorzugsweise in Faserverbund und deren Anbindung an die Behältertragstruktur zwingend notwendig [23, 25].

Eine bezüglich der Speicherdichte enorm aussichtsreiche Wasserstoffspeicherung ist die bisher lediglich im Labor nachgewiesene Kohlenstoffnanofaser- (CNF-) Speicherung. Die Beladung des Speichers erfolgt unter einem Befülldruck von 14 MPa (bei RT). Der Speicherdruck liegt bei 5 MPa, der nach Absenken auf Umgebungsbedingung zu einem Freisetzen von 95 % der eingelagerten Wasserstoffmenge führt. Prognosen gehen davon aus, dass ein CNF-Fahrzeugtank mit einem Volumen von 25 l oder 15 kg CNF einem Kleinwagen mit Brennstoffzellenantrieb eine Reichweite

von 1500-6000 km ermöglichen würde. Ein bei diesen Reichweiten denkbare Kartuschensystem könnte die komplette Betankungsinfrastruktur erübrigen [16].

Tabelle 2.1: Übersicht über Wasserstoffspeichertechnologien [16]

Speicherdichte Speichersystem	Volumenbezogene Speichermenge [GH ₂ /l]	Massenbezogene Speichermenge [GH ₂ /kg]	Volumenbezogener Energieinhalt [kWh/l]	Massenbezogener Energieinhalt [kWh/kg]
CNG-4 (25 MPa)	17,5	64	0,6	2,15
LNG (-253°C)	35	105	1,2	3,5
Metallhydrid heute / künftig	80 / 160	10 / 25	1,7 / 2	0,35 / 0,7
Methanol	95	120	4	3
Eisenschwamm	65	35	1,4	0,7
Kohlenstoffnanofaser (Laborbedingung, ohne Tankhülle)	450	430	15	14

Verschiedene Fahrzeuge mit Wasserstoff in flüssiger und druckgasförmiger Form als Kraftstoff und Verbrennungsmotor- (VM) oder Brennstoffzellenantrieb (BZ) sind weltweit im Prototyp- oder Demonstrationsstadium in Betrieb [15, 18-22]:

Busse: DC Nebus (7x 147 l-AFK-Behälter, CNG), Hydrogen Systems/Van Hool A 308 (VM, Messer-Griesheim-Kryotank), MAN SL 202 (VM, drei Linde-Kryotanks, 570 l), NL 223 (CNG, „Wasserstoff-Initiative Bayern“), MAN/Siemens-Bus (12x 185l-CFK-Behälter, CNG), Neoplan N 8008 und N 8012 (CNG)

PKW: BMW 735 (130 l-Behälter, LNG), DC NECAR II (2x 140 l-Behälter, CNG), Peugeot 806 Van (70 MPa, CNG), Renault Laguna Break (BZ, LNG), Fiat Multipla Bi- und Blupower (CNG), Opel Zafira CNG, Volvo V70 Bi-Fuel (CNG)

Lkw: MAN L 2000 (7,5 t, PEMBZ, CNG), DC Sprinter (3,4 t, CNG)

Die Methanolspeicherung findet Anwendung in den DC A-Klasse-Modellen NECAR III bis V sowie im Opel Zafira HydroGen 1, in Bussen von H Power (USA) und Singapur Technologies Automotive. Handhabungs- und Speicherdichtenvorteil werden kompensiert durch die aufwendige Herstellung (Synthese) und Wasserstoff-rückreformierung an Bord des Fahrzeugs. Die Metallhydridtechnologie kommt im Toyota RAV4L V (Speicherung von 2 kg Wasserstoff in 100 kg Hydrid) und in der „MS Welfrieden“ (Passagierschiff auf Expo 2000 in Hannover) zum Einsatz [26].

Mikro-Brennstoffzellen für Handys, Laptops und andere elektrische Kleingeräte wurden erstmals von der amerikanischen Energy Related Devices Inc., der japanischen Sanyo Electric Co Ltd. sowie der israelischen Medis El Ltd. (400 h Betriebs-

dauer) vorgestellt. Die amerikanische methanolbetriebene Brennstoffzelle mit einem 40 bis 50-fachen Energieinhalt konventioneller Batterien besteht im wesentlichen aus einer flexiblen Membran, die beispielsweise um ein Methanolfäschchen herumgewickelt in das Hohlprofil einer normalen Taschenlampenbatterie passt [17, 27, 28]. H Power bietet solarbetriebene Fahrbahnschilder mit 50 W-Brennstoffzellensysteme für den Betrieb bei Dunkelheit (mit 14 MPa GH_2) sowie kleine tragbare Brennstoffzellen von 30-1000 W beispielsweise als Akku-Ladegeräte oder Brennstoffzellenköfferchen für Laptops, Rollstühle und elektronische Militärausrüstungen an [29]. In Deutschland wird mit einem jährlichen Marktpotential von 1 Million Nutzfahrzeuge, mehreren Hunderttausend PKW und 850.000 kleiner Brennstoffzellen für Hausheizgeräte gerechnet [30]. Weltweit konzentriert sich der Markt der Brennstoffzellenhersteller auf USA, Kanada, Japan, Deutschland und Korea. Die in Demonstrationsprojekten eingesetzten, erdgas- wie wasserstofftauglichen Behälter sind zylindrische FKV-verstärkte Aluminium- oder Kunststoffliner, die im Fahrzeuginneren im Kofferraum oder unter der Rücksitzbank sowie außerhalb als Dach- oder Unterfluranordnung montiert sind (Abbildung 2.1).

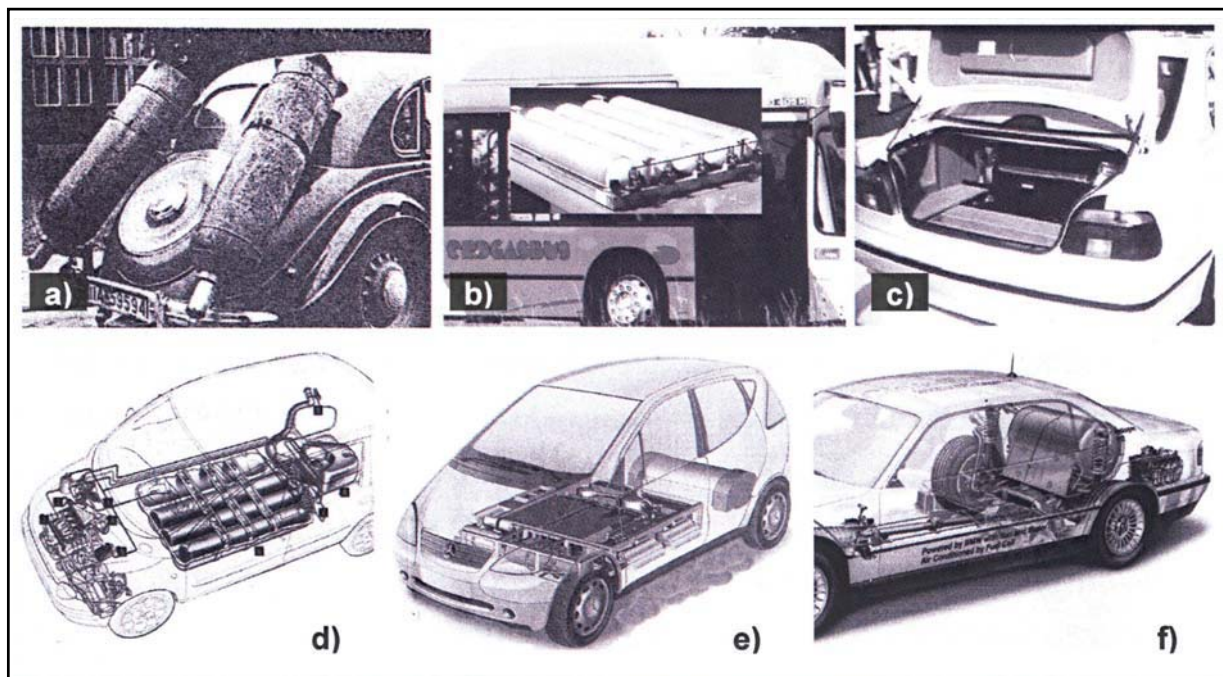


Abbildung 2.1: Erdgas-* und wasserstoffbetriebene** Fahrzeuge: a) BMW 321* Studie 1943, b) Mannesmannsystem*, c) BMW 523g*, d) Fiat Multipla*, e) DC NECAR V**, f) BMW 750hL** [20-22,31-32]

2.1.2 Bauweisenkonzepte

Die generelle Behältergeometrie im Hochdruckbereich wird normalerweise definiert durch einen Metall- oder Kunststoffliner zur Permeationssperre in zumeist zylindrischer oder torischer Form mit sphärischen, elliptischen oder isotensoiden Polkappen (Dome). Ein Vollkunststoff-Druckbehälter besteht aus einem durch Rotationssintern, Blas- oder Thermoformen hergestellten Kunststoffliner und einer Tragstruktur aus in duromerer oder thermoplastischer Matrix eingebetteten Faserwicklungen. Im Falle zylindrischer Behälter unterteilt sich die tragende FKV-Schicht in einen alternierenden Lagenaufbau aus Schichten in meridialer und lateraler Richtung, auch Kreuz- bzw. Umfangswicklungen genannt. Letztere sorgen infolge höherer Fadenspannung für eine Komprimierung des Verbunds und somit zu einer Reduzierung des Porengehalts [33, 34]. Erstere, mit einem Wickelwinkel ω zwischen 0° und 60° , sorgen für die Verstärkung der Polkappen, wo sich in der Regel parallel zur Behälterlängsachse sowie als gasdichter Linerabschluss Ventilanschlussstücke befinden. Infolge der zunehmenden Faserüberdeckung in Richtung der Pole und dem daraus resultierenden, nicht konstanten Wanddickenverlauf je Schicht, stellt sich am Pol eine konkave Schichtoberfläche ein. Diese kann zu Brückenbildungen und Hohlräumen in den unter Spannung abgelegten Lagen (Banjo strings) führen, weshalb in der Praxis unterschiedliche Wickelwinkel verwendet werden (Abbildung 2.2).

Eine Vielzahl an Studien zur Optimierung gewickelter Behälter sind bekannt, wobei einige sogar auf den Liner verzichten. Die Bewicklung mit einem einzigen Wickelwinkel bedingt die Annahme eines Behälterversagens schon bei Einzelschichtschädigung (first ply failure FPF), wohingegen die multidirektionale Bewicklung eines Liners bei Vorliegen von FPF nicht notwendigerweise das Gesamtversagen des Behälters bedeutet [35-37]. Die Dome sind konstruktiv so auszuführen, dass Spannungskonzentrationen im Zylinder-Dom-Übergang reduziert werden und Bruchversagen lediglich im zylindrischen Bereich auftritt. Tragfähigkeitssteigernd für CNG-2 Behälter ist Autofrettage oder Sizing zur Induzierung von Druckeigenspannung im elastisch-plastischen Liner und Zugeigenspannungen in der FKV-Schicht [38, 39].

Lincoln Composites beschäftigt sich seit 1991 mit FKV-Vollkunststoffbehältern für erdgasbetriebene Fahrzeuge und verwendet HDPE-Liner, die durch Reibverschweißen zweier spritzgegossener Dome an eine extrudierte Zylinderröhre her-

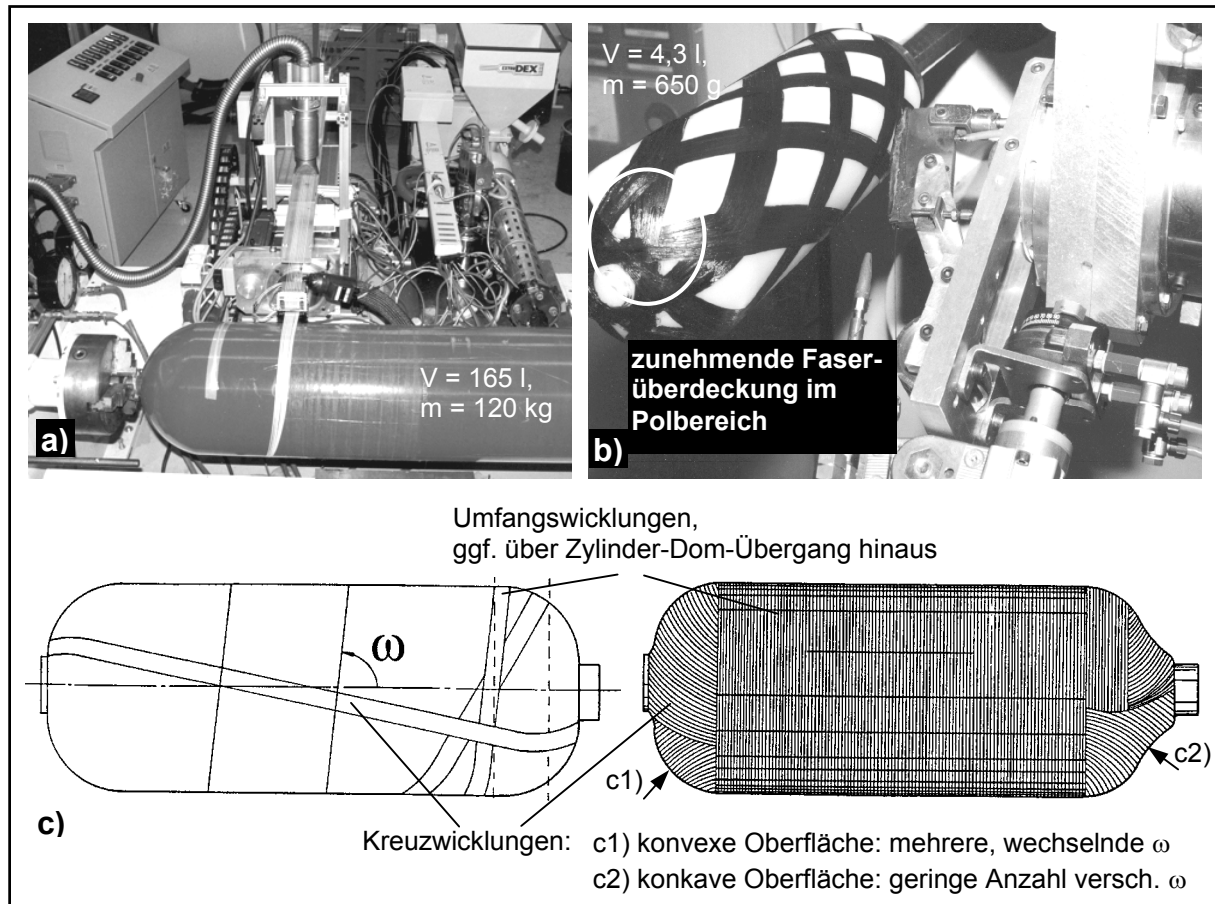


Abbildung 2.2: a) Stahl liner mit AF/EP-Umfangswicklung, Nasswickelverfahren, b) PE-Liner mit CF/PP-Kreuzwicklung, Flammwickelverfahren, c) Skizzierung unterschiedlicher Wickelwinkel [IVW, 33]

gestellt werden. HDPE ist kostengünstig, leicht formbar, medienbeständig und besitzt eine niedrige Permeationsrate (der Druckverlust eines mit 25 MPa luftgefüllten Liners beträgt 69 Pa/Jahr). Bei Behältern mit kleinen Durchmessern besteht die tragende Schicht aus einem GF-CF/EP-Hybridverbund anstelle CF/EP. Auf diese Weise wird kostengünstig die Wanddicke und somit Beulstabilität und Toleranz gegenüber Schnittverletzungen erhöht. Die Kohlenstofffaser zeichnet sich neben hoher Festigkeit durch sehr gute Ermüdungsbeständigkeit aus, wodurch 10^{12} Betankungslastwechsel ermöglicht werden. Als Stoßbelastungs- (Impact-) sowie Schnittschutz werden die Behälter mit einer äußeren GFK-Schicht umwickelt. Obwohl die Behälterdimensionierung auf dem sehr konservativen ASME Code Section X basiert, der ein Berst- zu Betriebsdruckverhältnis (Sicherheitsfaktor) von 5,0 fordert, konnten Gewichtseinsparungen gegenüber Stahlbehältern von 60-75 % für die 230-390 l-Behälter (L: 2100-2640 mm, D: 440-510 mm, m: 166-256 kg) realisiert werden [24].

In Tabelle 2.2 sind die genormten Sicherheitsfaktoren gegen Bersten für unterschiedliche Faserverstärkungsarten aufgeführt [40-43]. Die Normungen jüngerer Datums berücksichtigen das unterschiedliche Zeitstandverhalten der Fasern, wohingegen die ASME Norm, die bereits vor 20 Jahren für GFK-Behälter aufgestellt wurde, keine Differenzierung nach Fasertypen vornimmt. Die unterschiedlichen Normen hemmen die Markteinführung FKV-verstärkter Druckbehälter, da je nach zu erfüllender Norm Materialeinsatz und daraus resultierende Kosten stark differieren können und bisweilen das Leichtbaupotential wieder schmälern (Sicherheitsfaktor für monolithische Behälter 2,25 [43]). Darüber hinaus führt der gegenüber monolithischen Behältern geforderte, höhere Prüfaufwand (neben Berstdruckversuch bis zu 13 weitere Tests) zu einer Vervielfachung der Entwicklungskosten. Hinsichtlich Leichtbau lassen Vollkunststoffbehälter Gewichtseinsparungen im Vergleich zu herkömmlichen Aluminiumbehältern mit GFK-Umfangsverstärkung in Höhe von etwa 50 % und zu reinen Stahlbehältern in Höhe von 75 % erwarten [44]. Je kleiner die Behälterbauweise ist, um so geringer fällt die Ausnutzung des Leichtbaupotentials der Vollkunststoffbehälter wegen relativer Zunahme der metallischen Anbauteile aus. Infolge abnehmender Hebelverhältnisse sinken aber auch die unerwünschten Biegemomente.

Tabelle 2.2: Berstsicherheitsfaktoren (Berstdruck- zu Betriebsdruckverhältnis) einiger ausgewählter Normen für verschiedene FKV-Tragschichten [24, 40-43]

Norm	GFK	AFK	CFK
Aerospace (USA)	3,0 - 4,0	1,5 - 3,0	1,5 - 2,0
ANSI/AGA NGV2	3,5	3,0	2,25
ASME, Section X	5,0	5,0	5,0
PrEN 12245 (für CNG-3, CNG-4)	$2,0 \times p_h$	$2,0 \times p_h$	$2,0 \times p_h$
PrEN 12257 (für CNG-2)	$1,67 \times p_h$	$1,67 \times p_h$	$1,67 \times p_h$
ISO/DIS 11439			
CNG-2	2,75	2,35	2,35
CNG-3	3,65	3,10	2,35
CNG-4	3,65	3,10	2,35

CNG-1 monolithische Metallbehälter

CNG-2 umfangsverstärkter Metalliner

CNG-3 vollverstärkter Metalliner

CNG-4 Vollkunststoffbehälter

p_h Prüfdruck

Dickwandige Hochdruckbehälter weisen oftmals große Spannungsgradienten, niedrige Radialsteifigkeiten und ein frühzeitiges interlaminares Versagen infolge von Eigenspannungen auf. Paine et al. entwickelten zur aktiven Reduzierung auftretender Umfangszugspannungen ein adaptives Zylinderkonzept mit Nitinol/Epoxid-Ver-

bundschichten (Shape Memory Alloy Composite (SMAC)) für Hochdruckanwendungen über 70 MPa. Auf den normalen Laminataufbau des Behälters wird eine SMAC-Schicht gewickelt, die bis zu 8 % gedehnt werden kann (SMA-Vorspannung plus Behälterdehnung) und sich nach Aktivierung wieder an ihre Ausgangsform „erinnert“. Infolge der Gefügeänderung bei thermischer Aktivierung (typischerweise im Bereich von 35-60 °C) können in der SMAC-Schicht in Abhängigkeit von Einspannung, SMA-Geometrie und Dehnungsniveau Zugspannungen von über 700 MPa erzeugt werden. Diese Zugspannungen induzieren wiederum radiale Druckspannungen auf die infolge des Befülldrucks gedehnten FKV-Tragschichten [45].

Thiokol bietet für die Niederdruckspeicherung drei verschiedene Kunststoff-Propangasbehälter für PKW an, die anstelle der Benzintanks in Unterflurmontage eingebaut werden können. Der Hersteller verspricht für die aus zwei bis drei Teilbehältern mit elliptischem Querschnitt bestehenden Wickelbehälter sowie für eine spritzgegossene Variante eine 150 %-ige Anhebung des Speichervolumens gegenüber einem zylindrischen Behälter bei gleichem zur Verfügung stehendem Einbauraum [46]. Ebenfalls für niedrige Drücke (480 kPa) entwickelte die britische Scientific Generics eine Dose für sprudelnde Getränke, die aus vier um 90 ° versetzt verklebten Papplagen mit innenseitig aufgesprühter Aluminium-Membran besteht [47]. Die beiden Enden der in Herstellung und Recycling kostengünstigen Dose sind mit flachen, nach außen zeigenden Kegeln verschlossen und als Konkurrenz zur blasgeformten PET-Mehrwegflasche gedacht.

Der von Cook et al. entwickelte, toroidale Atemschutzbehälter für einen Betriebsdruck von 21 MPa ($V = 9 \text{ l}$, $m = 6 \text{ kg}$) besteht aus einem aus zwei Halbschalen zusammengeschweißten Aluminiumliner, der mit Aramidfasern trocken umwickelt wurde [48]. Im Vergleich zu zwei herkömmlichen Stahlflaschen gestattet die mit einem CFK-GFK-Hybrid verstärkte Aluminium-Flasche von Composites Aquitaine ($p_s = 30 \text{ MPa}$, $V = 9 \text{ l}$, $m = 6,5 \text{ kg}$) einem Feuerwehrmann unter Atemschutz die Einsatzdauer auf 60 min zu verdoppeln [49]. Das Erdgasdruckspeichersystem von Wienhold und Wozniak besteht aus drei gewickelten, zylindrischen Hochdruckbehältern, die in zwei im SCRIMP-Verfahren hergestellte GF-Schalen eingebettet werden. Aufgabe der hochfesten, kostengünstigen Schutzhülle ist die Beibehaltung der Strukturintegrität im Crashfall und der Schutz gegen Steinschlag [50].

Für metallische Ventilanschlussstücke (VA) und deren Anbindung an den gasdichten Thermoplastliner sowie die umgebende Wicklung wurden verschiedene Patente angemeldet [51-53]. In der Regel kommen identische Bauteile auf beiden Polseiten zum Einsatz, wovon eines lediglich mit einem Blindstopfen verschlossen wird. Ullit verklebt einteilige VA mit dem PA-Liner und sorgt durch eine Elastomereinlage im Polbereich für eine radiale Entkoppelung von tragender Schicht und Liner bzw. VA zur Senkung der Schubbelastungen [54]. In einer Weiterentwicklung wird mittels einer über den Hals des VA gestülpten, gekonterten Metallkappe der Liner gegen axiales Eindringen des VA bei Stoßbelastung geschützt [55]. Lincoln Composites setzt auf eine kraft- und formschlüssige Verbindung durch Ausnutzung des Behälterdrucks (Abbildung 2.3), wodurch sich zwei umlaufende Nuten in den HDPE-Liner krallen. Einfürasungen im VA-Hals sorgen für eine Verdrehsicherung gegenüber der tragenden Schicht, für deren Schlagschutz in die Polkappen eingearbeitete Schaumeinlagen sorgen [56-58]. Das Mannesmann-VA besitzt neben einer Ringnut mindestens zwei axial verlaufende Bohrungen im Kragen, in die der Liner, der zusätzlich mittels Klemmring verspannt wird, zapfenartig eingreift [59-61]. EDO entwickelte ein System mit Formschluß und mehrfacher, großflächiger Hinterschneidung ohne zusätzliche Verklebung und Dichtungsmaterialien [62-64]. Das Patent von NGV Systems beschreibt metallische Fittings, die in den Liner hineinragen und mit diesem an

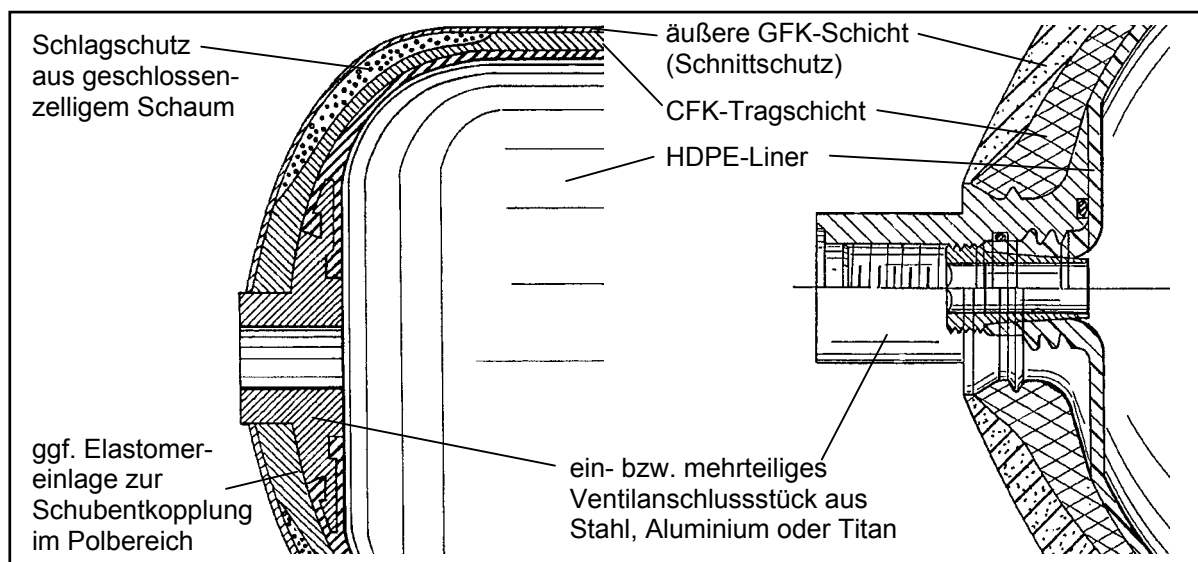


Abbildung 2.3: Exemplanische Ventilanschlussvarianten, Kombination von mindestens zwei der Dichtungsprinzipien Stoff-, Form- und Kraftschluss nach [58, 61]

der Innenseite ihrer ausladenden Flansche verklebt sind. Vor dem Auflegen der tragenden Schicht wird der Thermoplastliner mit einer Diffusionssperrschicht aus einer Metall-Polymerfolien-Kombination überwickelt [65].

2.2 Zehenschutzkappe

Ergonomische und sicherheitstechnische Aspekte am Arbeitsplatz gewinnen für Unternehmer immer mehr an Bedeutung. Neben den Produktanforderungen im Hinblick auf hohe Funktionalität, maximalen Schutz und großen Komfort wie beispielsweise durch niedriges Gewicht spielen zunehmend modische Aspekte eine Rolle. Ein Beispiel hierfür sind aktuelle Entwicklungsarbeiten im Sicherheitsschuhbereich. Die Verwendung technischer Textilien und Kunststoffmischungen in Ober- und Sohlenmaterial, insbesondere aber die Substitution der metallischen Fersen- und Zehenschutzkappe, des Blatt- und Laschenschutzes gegen Kettensägenschnitte sowie der durchtrittssicherer Einlagen durch adäquate FKV-Bauweisen erlauben eine deutliche Gewichtsreduktion. Als erster Hersteller weltweit präsentierte 1999 die französische Firma Jalatte SA auf der internationalen Fachmesse für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin im RTM-Prozess hergestellte Xétane[®]-Zehenschutzkappen, die in aktuellen Sicherheitsschuhkollektionen (510 g/Schuh, Größe 42) zum Einsatz kommen [66-68].

Die Entwicklung der Jalatte-Zehenschutzkappe basiert auf Anforderungsspezifikationen nach EN 345 [69]. Die mit dieser zu vergleichende US-Norm [70] schreibt für den dynamischen Drucktest runde (\varnothing 25 mm) anstelle keilförmiger Impaktoren und eine Energie von 102 J anstelle 200 J sowie 11,1 kN gegenüber 15 kN für den statischen Drucktest vor. Internationale Vereinheitlichungsbemühungen streben nach einer verbindlichen Zehenschutzkappenprüfung nach EN 12586, die im Gegensatz zu den genannten Normen die dynamische Prüfung der Kappe ohne den diese umschließenden und mittragenden Schuh erfordert [71].

Erste Prototypen einer thermoplastischen Zehenschutzkappe eines europäischen Forschungskonsortiums, die auf der zuletzt genannten Norm basieren, wurden ebenfalls auf oben genannter Messe durch den deutsch-französischen Schuhkappenhersteller ESJOT Goldenberg und im Schuh durch den finnischen Sicherheitsschuhhersteller Viljanmaa Oy vorgestellt. Die im Rahmen des CRAFT Projekts „High Performance Economical Efficient Continuous Fibre Reinforced Thermoplastic Protective

Toe Cap (ECOCAP)“ entwickelten Kappen und Auszüge aus den durchgeführten Berechnungs- und Konstruktionsarbeiten sowie der Herstellung und Prüfung dieser Prototypen werden in Kapitel 5 erläutert [72, 73].

Im Rahmen des ECOCAP-Projektes wurde das auf dem Sicherheitsschuhmarkt etablierte Zehenschutzkappenmodell 701 ausgewählt, wobei der konstruktive Freiraum auf die Kappeninnenseite beschränkt wurde. Hinsichtlich der Prüfanforderungen stellte diese Geometrie eine große Herausforderung für die Realisierung in Faserverbund dar. Im Gegensatz zur sehr kompakten Jalatte-Bauweise zeichnet sich das Modell 701 durch eine stark vorwärts gerundete Kontur aus, die den Einbau in modische, optisch nicht mehr als Sicherheitsbekleidung erkennbare Schuhe ermöglicht. Die Realisierung dieses Bauteils als Faserverbundbauweise stellt infolge der lokal höheren statischen und dynamischen Biegebelastungen bei hinsichtlich Tragekomfort möglichst gering zu haltenden Waddicken große Herausforderungen an die Werkstoff- und Bauteilkonstruktion dar (Abbildung 2.4).

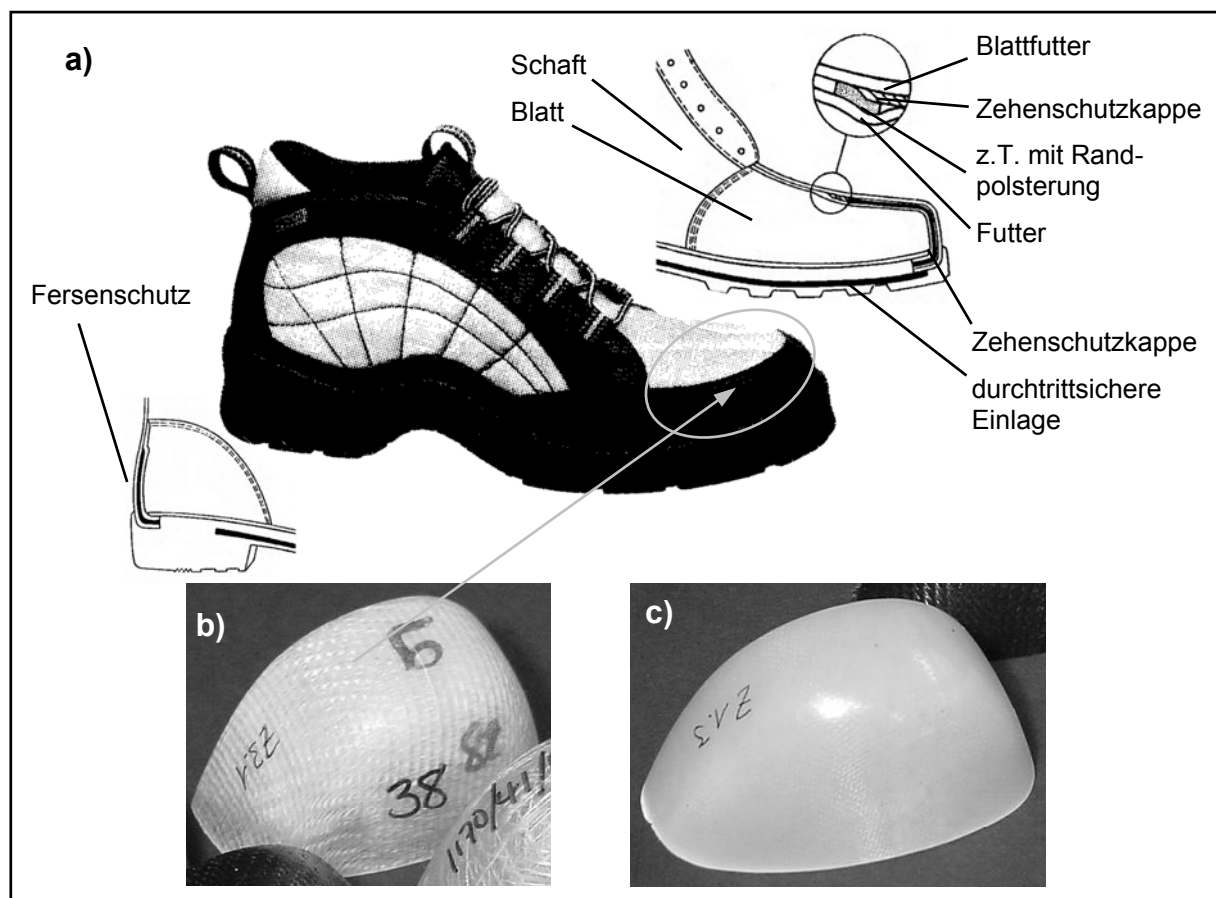


Abbildung 2.4: a) moderner Sicherheitsschuh [68, 75], b) Zehenschutzkappe Modell Jalatte (aus Schuh in a)), c) Zehenschutzkappe Modell 701

3 Faserkunststoffverbunde (FKV)

3.1 Grundlagen zur Werkstoffauswahl

In den letzten Jahren sind zu den Eigenschaften und Anwendung von Faserverbundwerkstoffen eine Reihe von ausführlichen Büchern und Veröffentlichungen erschienen [3, 76-80], weshalb an dieser Stelle nur auf einige wenige Details, die für die Werkstoffauswahl der analysierten Bauweisen von Belang sind, eingegangen wird.

Das globale Verhalten eines FKV resultiert aus dem Zusammenwirken der Eigenschaftsprofile ihrer Einzelkomponenten Faser, Matrix und Faser-Matrix-Grenzschicht sowie der daraus gebildeten mikroskopischen Struktur. Die Matrix fungiert als Fixierung, Abrasionsschutz und Lastenübertragung zwischen den Faserfilamenten. Darüber hinaus lassen sich durch sie die verarbeitungsspezifischen (z.B. thermische Stabilität, vgl. TPU-Entwicklung, Kapitel 5), elektrischen und chemischen Verbundeigenschaften einstellen (beispielsweise durch Stabilisatoren, Additive, chemische Pfropfung). Im Gegensatz zu duromeren Werkstoffen laufen bei Thermoplasten nur physikalisch reversible Vorgänge im Stoffgefüge ab. Chemische Veränderungen finden abgesehen von morphologischen Änderungen (Kristallinitätsgrad bei teilkristallinen Thermoplasten wie TPU) nicht statt, so dass thermoplastische Halbzeuge praktisch unbegrenzt lagerfähig und schweißbar sind. Für die Werkstoffauswahl vieler Bauweisen entscheidend, wie beispielsweise auch für die im weiteren behandelten Druckbehälter und Zehenschutzkappen, sind darüber hinaus die wesentlich höhere Bruchdehnung und Zähigkeit, die bessere Medienbeständigkeit sowie geringere Feuchteaufnahme (Tabelle 1.1).

Ausschlaggebend für die detaillierte Auswahl der thermoplastischen Matrix ist neben der hinsichtlich Herstellverfahren und Einsatzbedingungen der Bauweise geforderten Temperatur- und Medienbeständigkeit nicht zuletzt der Preis und die Verfügbarkeit. Hochleistungsthermoplaste zeichnen sich durch ihre hohe Einsatztemperatur, die kurzzeitig bis zu 300 °C (PEEK) betragen kann, sowie ihre hohe chemische Beständigkeit aus. Einem breiten Anwendungsspektrum stehen jedoch der vergleichsweise hohe Materialpreis (10-50 DM/kg) und der Verarbeitungsaufwand entgegen. Technische Kunststoffe kommen bei erhöhten mechanischen und thermischen Anforderungen zum Einsatz (kurzzeitige Einsatztemperatur 150 °C bei PA12 und 180 °C

bei PA6). Hohe Verfügbarkeit bei niedrigem Materialpreis und Verarbeitungsaufwand bestimmen die Standardkunststoffe (kurzzeitig Einsatztemperatur 100 °C bei PE und 140 °C bei PP; Preis unter 1 €/kg) [76, 77].

Als Verstärkungsfasern in duromeren und thermoplastischen Verbundwerkstoffen haben sich die Kohlenstoff- (je stärker die Graphitisierung, um so höher sind Steifigkeit und Festigkeit sowie thermische und elektrische Leitfähigkeit; Entwicklungstrend geht zu CF mit höherer Dehnung; Preis ab 25 €/kg), Aramid- (aromatisches Polyamid; gute Impakt-, niedrige Schub- und Druckeigenschaften; ab 15 €/kg) und Glasfasern (ausgewogene Eigenschaften; ab 1,5 €/kg) etabliert. Im Gegensatz zu Kohlenstoff- und Aramidfasern werden die im Düsenziehverfahren hergestellten (gesponnenen) Glasfasern im allgemeinen als isotrop angenommen, obwohl das Verfahren mit zunehmender Abzugsgeschwindigkeit einen anisotropen Fasermantel von bis zu 25 % des Faserradius ausbilden kann [81, 82].

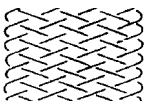
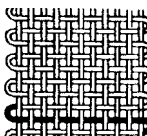

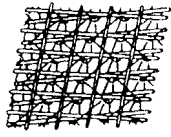

Nur wenige Verfahren, wie beispielsweise Wickeln, Flechten oder Pultrusion, können UD-Fasern direkt für die Bauteilfertigung verwenden, weshalb eine Weiterverarbeitung zu Halbzeugen (Prepregs), deren Verstärkungsfilamente nicht oder nur teilweise benetzt sind, erfolgt. Teilweise imprägnierte Prepregs werden mittels Lösungsmittel- [83] oder Pulverimprägnierung [84-86] hergestellt. Als Commingled Yarn bezeichnet man zu Gewebe, Gestricke oder Gelege verarbeitete Kombinationen aus Verstärkungs- und Thermoplastfasern. Es handelt sich somit um unimprägnierte Halbzeuge [87, 88].

Entsprechend ihrer räumlichen Anordnung innerhalb der das unimprägnierte Fasersystem Lasten übertragen kann, lässt es sich in diskrete, kontinuierliche (1D), eben verschlaufte (2D) und integrale (3D) Systeme unterteilen [89, 90]. Die Strukturintegrität diskreter Systeme (Fasermatten) beruht in erster Linie auf Faserreibung. In Verbindung mit der schwierig zu kontrollierenden Faserorientierung ergeben sich große Streuungen in den mechanischen Kennwerten und folglich oftmals große Herausforderungen für die Bauteilqualitätssicherung [91]. Das kontinuierliche UD-Fasermaterial bietet beste Faserkennwerteinprägung in den Verbund. Eben verschlaufte Fasergebilde zeichnen sich durch gute intralaminare, jedoch um eine Größenordnung geringere interlaminare Festigkeitskennwerte aus. Tabelle 3.1 unterteilt die textilen Gebilde nach der Anzahl der Fadensysteme. Ein 3D-Textil ist gekennzeichnet durch

wenigstens drei, nicht in einer Ebene verlaufender Fadensysteme [92] (Tabelle A.1). Infolge ihrer Verstärkung in Dickenrichtung bestechen sie durch hohen Widerstand gegen makroskopische Delamination, allerdings zu Lasten der mechanischen Eigenschaften in der Ebene. Ihre Herstellung erfolgt wegen der naturgemäß auf beliebige Bauteilformen schlecht adaptierbaren Halbzeuggeometrien nicht selten durch die Bauteilhersteller selbst. Die mit großem Personal- und Rüstaufwand sowie langen Zykluszeiten und somit extrem hohen Kosten verbundene Halbzeugherstellung verhindert eine breite Anwendung in Großserienprodukten. Aus diesem Grund werden im weiteren (neben der bereits genannten Auslegung von UD-FKV) nur FKV mit 2D-Flächengebilden, trotz Delaminationsprobleme in der analysierten Bauweise in Kapitel 5, betrachtet.

Überzogen ist das Fasergebilde durch eine in der Regel vom Hersteller nur verschlüsselt angegebenen Schlichte zur Verbesserung der Faser-Matrix-Haftung. Bei der Kennwertabschätzung (vgl. Kapitel 7.1) wird der Einfluss der Schlichte und der Fasergeometrie, auch wegen der auf reale Verbunde schlecht zu übertragenden an Modellverbunden ermittelten Kennwerte, meist vernachlässigt [93, 94]. Dem entgegen ist insbesondere bei Entwicklungsarbeiten, die eine auf Werkstoff- bzw. Bauteilprüfungen gestützte Werkstoffoptimierung hinsichtlich matrixdominierter Verbundkennwerte beinhalten, auf ein einheitliches Faser-Schlichte-System zu achten (vgl.

Tabelle 3.1: Definition textiler Flächen- und Körpergebilde nach DIN 60 000

Geflechte		Flächen- (FG) oder Körpergebilde mit regelmäßiger Fadedichte, geschlossenes Warenbild, Flecht- (Klöppel-) Fäden kreuzen sich in schräger Richtung zu Warenkanten
Gewebe		FG, mittels Fachbildung aus sich verkreuzenden Fäden mindestens zweier Fadensysteme (Kette, 1-2 Schuß (bi-/tri-axial), ggf. Bindekette (3D)) hergestellt; auch ungleich gewichtete Kett-Schußanteile und Hybridgewebe
Gewirke, Gestricke		FG, aus einem oder mehreren Fäden oder Fadensysteme, durch Maschenbildung hergestellt
Nähwerkstoffe		FG, aus Faservliesen oder lose gestapelte, sich kreuzende Fadenlagen, durch Maschenbildung eingenähter Fadenscharen verfestigt oder mit anderen FG verbunden, sowie textile FG, mit eingebundenen Fäden oder Fasern
Vliesstoffe		Flexible FG, durch Verfestigung von Einzelfasern hergestellt

Kapitel 5). Die Energieabsorption bei Impaktbelastung (Lastfall der Bauweise in Kapitel 5) hängt infolge Delamination der Faserschichten, Debonding zwischen den Fasern und ihrer Grenzschicht sowie Reibung in den Grenzflächen (Fibre-Pull-Out-Effekt) wesentlich von der Grenzschicht und somit auch von der Schlichte ab. Bei zu großer Grenzflächenfestigkeit liegen lokale Spannungsspitzen vor, die durch Makrorisse statt Delamination abgebaut werden und somit zum vollständigen Verbundversagen führen [95, 96].

Erhebliche Effekte auf die CFK-Verbundeigenschaften haben Umwelteinflüsse wie UV-Strahlung und die zu Harz- nicht aber Faserquellung führende Feuchte. Entsprechende Schutzmaßnahmen an der Bauweise (beispielsweise GFK-Ummantelung oder Lackierung) und im Herstellungsprozess (Werkstofftrocknung) sind vorzusehen. Bei GFK kann die sich einstellende Quellung infolge einer Feuchteänderung von 1 % einer Wärmedehnung, die aus einer Temperaturdifferenz von 100 K resultiert, entsprechen [97]. Infolge ihres negativen Ausdehnungskoeffizienten kontrahieren CF bei Temperaturanstieg in Faserlängsrichtung und unterdrücken durch ihren sehr viel höheren E-Modul die vergleichsweise starke Wärmeausdehnung der Matrix, was zu Eigenspannungen führt (Abbildung A.1). Die auf diese Weise erzielbare, makroskopisch nicht vorhandene Temperaturdehnung ergibt interessante Perspektiven beispielsweise für hochgenaue Passungen und Meßsysteme.

Erstes Schädigungsanzeichen ist das sogenannte Knistern (CFK empfindlicher als GFK). Hierbei bilden sich kleine Risse (Crazes) im Laminat, die bereits bei Betriebsbedingungen auftreten können und oftmals Ausgangspunkt für Makrorisse sind. Die Schwierigkeit besteht in der Schadensmessung und Definition der noch tolerierbaren Schädigungen bzw. Abschätzung der anzusetzenden Werkstoffkennwerte für die Bauteilberechnung. Hierbei ergeben sich durchaus Kuriositäten: im Falle eines Druckbehälters beispielsweise, können Crazes in der Umfangswicklung zu einer an den Belastungszustand angepassten Faserneuorientierung führen (wenn auch in engen Grenzen), die die Gesamtbehälterfestigkeit positiv beeinflussen kann (vgl. Netztheorie, Kapitel 7.1). In Verbindung mit einer 100-200 µm dicken, faservliesverstärkten FKV-Zwischenschicht lassen sich, infolge des für diese typischen, diffusen Dehnungsausgleichs, oftmals noch größere Radialverformungen ohne Makrorissbildung realisieren.

3.2 Herstellung und Verarbeitung

3.2.1 Unidirektional verstärkte Halbzeuge in der Wickeltechnik

Die Wickeltechnik, ein etabliertes Verfahren für die Fertigung endlosfaserverstärkter, nicht ausschließlich rotationssymmetrischer Bauteile, ist an sich ein diskontinuierlicher Prozess. Ein kontinuierlicher Ansatz ist beispielsweise das Pullwinding zur Herstellung bzw. Verstärkung von Rohrleitungen. Eine signifikante Kostensenkung lässt sich durch die Integration der Verarbeitungsschritte Imprägnieren und Wickeln zu einem Online-Prozess herbeiführen [9, 98]. Aufgrund werkstoffspezifischer (vgl. Kapitel 7.1) und verfahrenstechnischer Vorteile (Wegfall von Aushärte- und Temperzyklen, Realisierung hoher Faservorspannung) besitzt die Thermoplastwickeltechnik ein größeres Anwendungspotential als die etabliertere Nasswickeltechnik. Die aus letzterer abgeleiteten Thermoplastwickelverfahren nutzen die reversible Schmelzbarkeit der Matrix. Als Heizquellen fungieren Flamme, Laser, Heißgas oder Infrarot [13, 99].

Die beste Materialausnutzung lässt sich durch eine Faserorientierung in Richtung der Hauptbelastung erzielen. Bei zylindrischen Behältern wird die Gestaltungsfreiheit der Werkstoffkonstruktion infolge des Fadenabrutschens im Dombereich begrenzt. Dass gewickelte Behälter nicht nur ein planar oder geodätisch abgelegtes Wickelmuster besitzen müssen, zeigen Jones et al. [100] in ihrer Arbeit über die delta-achsen-symmetrische Wickelmethode. Ihr Vorteil gegenüber den beiden erstgenannten Wickelmustern ist die Realisierung einer konstanten Wanddicke im Dombereich und einer daraus resultierenden geringeren Neigung zur Bildung von Faserbrücken. Das Wickelmuster besitzt einen quasi-isotropen Laminataufbau, der die Festigkeitsanalyse im Vergleich zu herkömmlich gewickelten Behältern erleichtert. Geodätisch gewickelte Behälter besitzen durch die zunehmende Fadenüberdeckung und kontinuierliche Wickelwinkeländerung vom Zylinder zum Pol schwer berechenbare orthotrope Laminatstrukturen. Die Bewicklung nicht-kugelförmiger Behälter mit der delta-achsen-symmetrischen Methode erfordert eine deutlich längere Herstellungszeit wegen iterativer Wickelmusterberechnung und aufwendigerer Maschinenprogrammierung. Erkenntnisse zum Tragverhalten liegen noch nicht vor. Anlagen- und verfahrenstechnische Details zur Nass- und Thermoplastwickeltechnik sind in [13, 101, 102] beschrieben.

3.2.2 Organobleche und ihre Verarbeitung mittels Umformtechnik

Organobleche sind flächige Halbzeuge mit thermoplastischer Matrix und kontinuierlicher Faserverstärkung. Die Verstärkungsfilamente sind dabei möglichst vollständig, porenfrei imprägniert. Die Herstellung erfolgt diskontinuierlich mit einer statischen Presse oder einem Autoklaven bzw. kontinuierlich mittels Doppelbandpresse durch Druck- und Temperaturaufgabe auf alternierend geschichtetem Matrix- und Verstärkungsmaterial. Durch die Variation des Lagenaufbaus, die beim kontinuierlichen Prozess infolge der zumindest teilweisen Faserorientierung in Prozessrichtung eingeschränkt ist, lassen sich gezielt Eigenschaftsprofile erzeugen. Das Matrixmaterial wird zumeist in Folienform, teilweise auch schmelzflüssig per Extruder oder in Granulatform verarbeitet [76, 103]. Abbildung 3.1 skizziert eine mögliche Prozesskette zur Herstellung von Thermoplastbauteilen aus Organoblechen. Infolge der wiederholten Aufschmelzbarkeit thermoplastischer Matrixsysteme besteht die Möglichkeit der Weiterverarbeitung der Organobleche durch Diaphragma-, Hydro- oder Stempelumformen. Das in dieser Arbeit eingesetzte Stempelumformen gibt es als Verfahrensvariante mit Gummistempel (Rubber Pad Forming), mit Gummi beschichtetem Metallwerkzeug (Shaped Rubber Tool) oder reinem Metallwerkzeug (Matched Metal Tool). Das hinsichtlich Maßhaltigkeit, Formtreue, gleichmäßiger Wärmeabfuhr und somit geringeren Bauteileigenspannungen sowie großer Standzeiten vorteilhafte Metall-

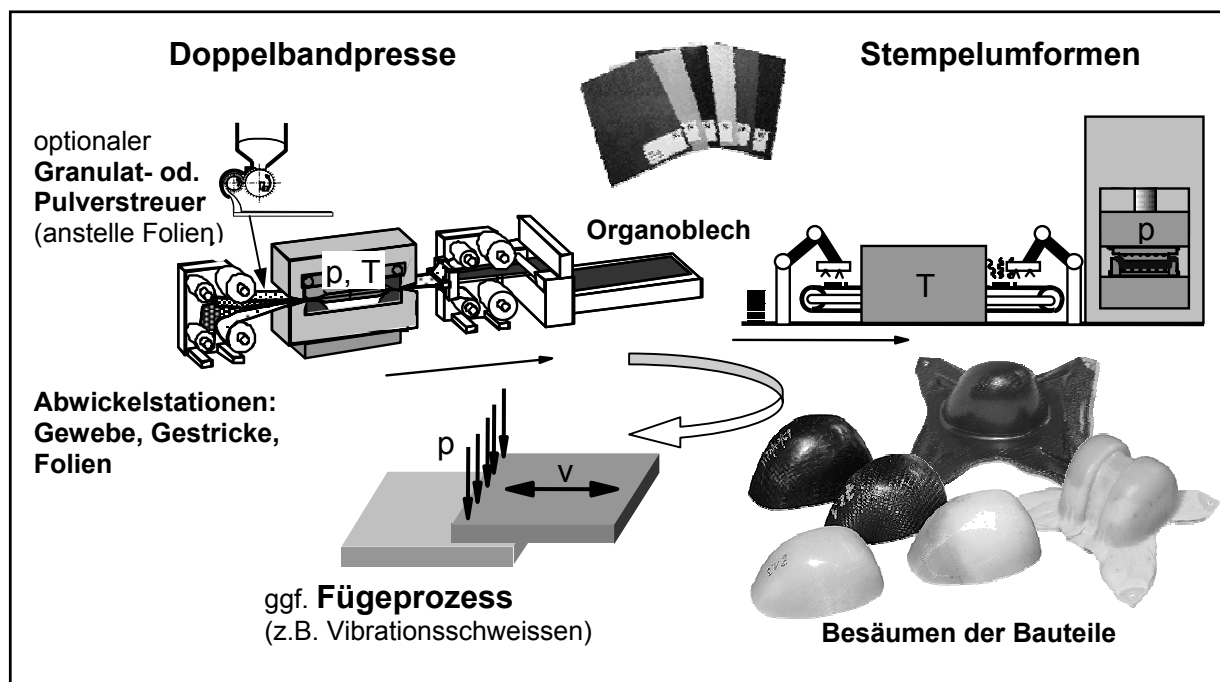


Abbildung 3.1: Prozesskette zum Herstellen von Formteilen aus Organoblechen

werkzeug bedingt jedoch genau aufeinander abgestimmte Werkzeughälften, um eine gleichmäßige Druckverteilung auf das in der Kavität befindliche Halbzeug zu gewährleisten. Nach dem Umformen schließt sich gegebenenfalls eine Nachbearbeitung wie das Besäumen oder Fügen der Bauteile an. Letzteres basiert auf klassischen Verbindungstechniken wie Schrauben, Nieten oder Kleben sowie speziell entwickelte Thermoplastschweißtechniken wie dem Induktions- oder Vibrationsschweißen [8].

Stukturanforderungen können eine lokale Waddickenzunahme der ebenen Organobleche zur Steifigkeitserhöhung bedingen. Eine neuartige Methode hierfür ist die Tailored-Blank-Technologie, bei dem Zuschnitte auf dem Basisblech positioniert, mit diesem stoffschlüssig verbunden und mit einem angepassten Werkzeug (schwarzeingefärbter Stempelbereich in Abbildung 3.2) umgeformt werden. Stand der Technik ist eine zeit- und kostenintensive iterative Kavitätsanpassung an die Dickenverteilung im umgeformten Bauteil. Das Aufheizen erfolgt entweder durch Wärmeleitung an einer Kontaktheizung, Konvektion in einem Umluftofen oder Strahlung in einem Strahlerfeld. Um eine Faltenbildung zu verhindern bzw. den Materialeinzug beim Umformen zu steuern, werden Niederhalte- und Nachführsysteme eingesetzt, die im Gegensatz zum Metalltieftziehen wegen ihrer hohen Wärmeabführung nicht flächig, sondern besser als Federsysteme auszuführen sind. Kurze Taktzeiten insbesondere in Verbindung mit automatisierten Handhabungseinrichtungen bieten Potential für eine Großserienfertigung (>500.000 Umformungen pro Jahr und Maschine) [10, 104-106].

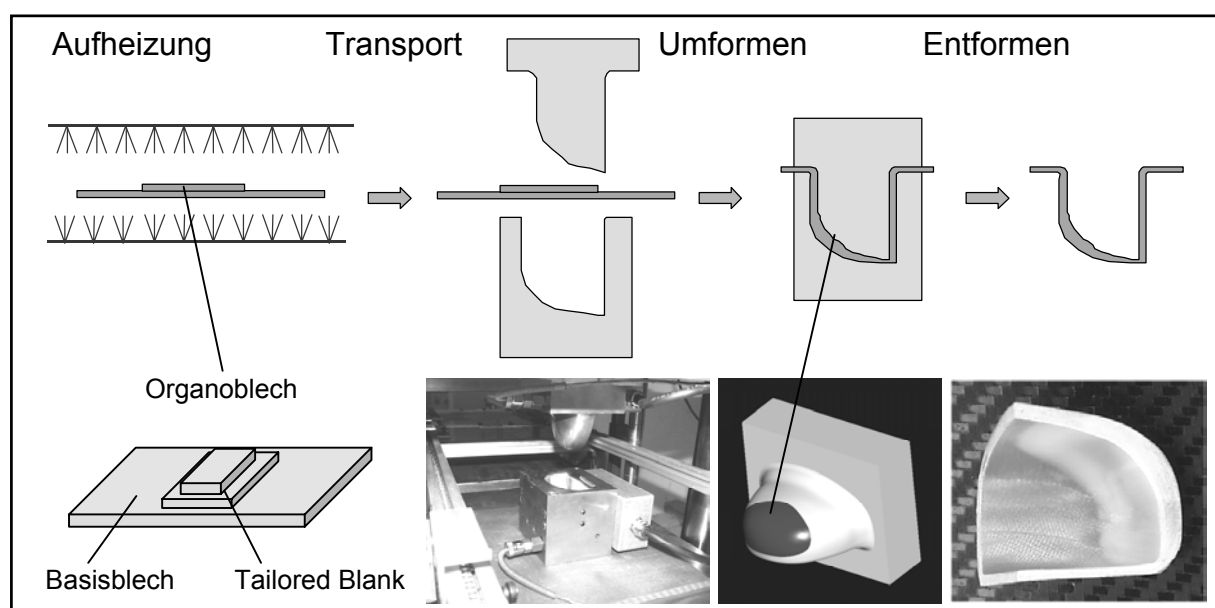


Abbildung 3.2: Thermoformverfahren

3.3 Abschätzung mechanischer Werkstoffkennwerte

3.3.1 Unidirektional verstärkte FKV

Im folgenden sind analytische Modelle zur Abschätzung der mechanischen UD-Laminatkennwerte auf Basis der klassischen Laminattheorie (CLT) zusammengefasst. Zug- und Druck-Elastizitätsmoduli werden im allgemeinen als identisch, UD-Schichten als transversal isotrop angenommen. D.h., Faserrichtung „1“ liegt senkrecht zur „2“- (in der Ebene) und „3“-Richtung (senkrecht zur 1-2-Ebene) (Abbildung 3.3). Die Werkstoffkennwerte in „2“- und „3“-Richtung sind demnach identisch. Die Indizierung bei Schub oder Querkontraktionszahl folgt der europäischen Schreibweise, d.h. ν_{21} beschreibt $-\varepsilon_2/\varepsilon_1$ bei einachsiger Zug- oder Druckbelastung in „1“-Richtung.

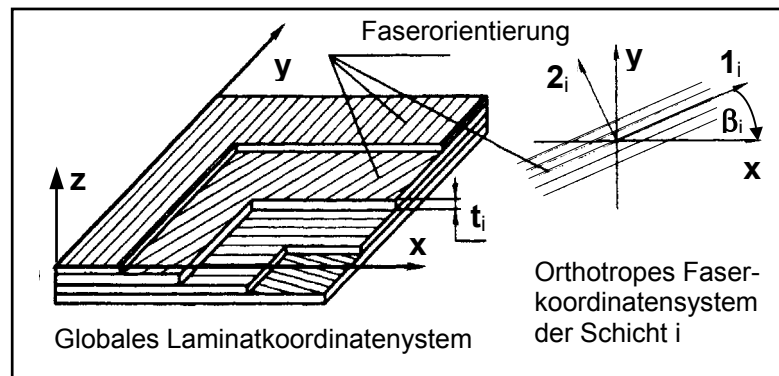


Abbildung 3.3: Koordinatensysteme im Laminat

3.3.1.1 Steifigkeit in Faserrichtung

Faser und Matrix erfahren unter Zug- oder Druckbelastung parallel zur Faser die gleiche Dehnung (3.1). Diese Annahme gilt ab einem Abstand von einigen Faserdurchmessern vom Laminatrand. Faser- und Matrixvolumengehalt (3.2) lassen sich aus den Querschnittsverhältnissen bestimmen.

$$\varepsilon_f = \varepsilon_m = \varepsilon_1 \quad (3.1)$$

$$\varphi = \frac{A_f}{A_f + A_m} \quad (1 - \varphi) = \frac{A_m}{A_f + A_m} \quad \text{mit } \varphi_v = 0 \text{ (Porengehalt)} \quad (3.2)$$

Unter Einbeziehung der Hook'schen Spannungs-Dehnungs Beziehung (3.3) ergibt sich die Steifigkeitsbeziehung (3.4), die infolge der Gewichtung von Faser- und Matrixmodul auch als Mischungsregel bezeichnet wird.

$$\sigma_f = E_f \varepsilon_f \quad \sigma_m = E_m \varepsilon_m \quad \sigma_1 = E_1 \varepsilon_1 \quad (3.3)$$

$$\sigma_1 = \frac{F_f + F_m}{A_f + A_m} = \frac{\sigma_f A_f + \sigma_m A_m}{A_f + A_m} = \varphi E_f \varepsilon_f + (1 - \varphi) E_m \varepsilon_m = E_1 \varepsilon_1$$

$$E_1 = \varphi E_{f,1} + (1 - \varphi) E_m \quad (3.4)$$

3.3.1.2 Querdehnungszahl

Auch der Dehnung bzw. Kontraktion quer zur Lastrichtung wird die Mischungsregel zugrunde gelegt. Faser und Matrix tragen die Last zu gleichen Teilen.

$$\varepsilon_2 = \varphi \varepsilon_{f,2} + (1 - \varphi) \varepsilon_{m,2} \quad \text{mit } \varepsilon_2 = -\nu_{21} \varepsilon_1 \quad \text{und} \quad \varepsilon_{f,1} = \varepsilon_m = \varepsilon_1 \quad (3.5)$$

$$\nu_{21} = \varphi \nu_{f,21} + (1 - \varphi) \nu_m \quad (3.6)$$

3.3.1.3 Steifigkeit quer zur Faserrichtung

Zur analytischen Bestimmung der Steifigkeit quer zur Faserrichtung sind verschiedene Modelle bekannt, die im folgenden ohne Herleitung aufgelistet werden.

- Jones [107]: $\frac{1}{E_2} = \frac{\varphi}{E_{f,2}} + \frac{1 - \varphi}{E_m} \quad (3.7)$

- Ekvall [108]: $\frac{1}{E_2} = \frac{\varphi}{E_{f,2}} + \frac{1 - \varphi}{E_m} - \varphi(1 - \varphi) \frac{(E_m \nu_{f,21} - E_{f,2} \nu_m)^2}{E_{f,1} E_m (\varphi E_{f,2} + (1 - \varphi) E_m)} \quad (3.8)$

- Hashin [109]: $E_2 = \frac{4G_{23}K_{23}}{K_{23} + G_{23} + 4\nu_{21}^2 G_{23}K_{23} / E_1} \quad (3.9)$

$$K_{f,23} = \frac{G_{f,23}}{3} + \frac{E_{f,2}}{2(1 - \nu_{f,23} - 2\nu_{f,12}) + E_{f,2}/E_{f,1}}$$

$$K_{23} = \frac{\varphi}{\frac{1}{K_{f,23} - K_m} + \frac{1 - \varphi}{K_m - G_m}} + K_m \quad K_m = \frac{G_m}{3} + \frac{E_m}{3(1 - 2\nu_m)} = \frac{G_m}{2(1 - 2\nu_m)}$$

$$G_{23}^{(+)} = G_m \left(1 + \frac{\varphi(1 + c_m)}{c_3 - \varphi \left(1 + 3c_m^2 \frac{1 - \varphi}{1 - \varphi^3 c_2} \right)} \right) \quad (3.10)$$

$$c_m = \frac{K_m}{K_m + 2G_m} = \frac{1}{3 - 4\nu_m} \quad c_1 = \frac{G_{f,23}}{G_m} \quad c_2 = \frac{c_m - c_1 c_f}{1 + c_1 c_f}$$

$$c_f = \frac{K_{f,23}}{K_{f,23} + 2G_{f,23}} \quad c_3 = \frac{c_1 + c_m}{c_1 - 1}$$

• Föster/
Knappe [110]:
$$E_2 = E_m^o \frac{1}{(1-\varphi)^{1,45} + \varphi \frac{E_m^o}{E_f}} \quad (3.11)$$

• Puck [111]:
$$E_2 = E_m^o \frac{1 + 0.85\varphi^2}{(1-\varphi)^{1,25} + \varphi \frac{E_m^o}{E_f}} \quad (3.12)$$

• Schneider
[112]:
$$E_2 = E_m^o \frac{1 + \varphi^3}{(1-\varphi)^{0,75} + 6\varphi \frac{E_m^o}{E_f}} \quad E_m^o = \frac{E_m}{1 - v_m^2} \quad (3.13)$$

• Tsai [113]:
$$E_2 = \frac{4k_2 G_2}{k_2 + m G_2} \quad k_2 = \frac{\varphi + \varepsilon_k(1-\varphi)}{\frac{\varphi}{k_{f,2}} + \frac{\varepsilon_k(1-\varphi)}{k_m}} \quad G_2 = \frac{\varphi + \varepsilon_G(1-\varphi)}{\frac{\varphi}{G_{f,12}} + \frac{\varepsilon_G(1-\varphi)}{G_m}} \quad (3.14)$$

$$\varepsilon_k = \frac{2 - 4v_m + \frac{G_m}{G_{f,12}}}{2 - 2v_m} \quad m = 1 + \frac{4v_f^2 k_2}{E_1} \quad \varepsilon_G = \frac{3 - 4v_m + \frac{G_m}{G_{f,12}}}{4 - 4v_m}$$

$$k_{f,2} = \frac{G_{f,12}}{1 - 2v_f} \quad k_m = \frac{G_m}{1 - 2v_m}$$

• HSB [114]:
$$E_2 = k_y E_m \left(1 - 2V - \frac{\pi}{2E} + \frac{2 \arctan \sqrt{\frac{1+2EV}{1-2EV}}}{E \sqrt{1 - \frac{4\varphi V^2}{\pi}}} \right) \quad (k_y \text{ Korrekturfaktor, für ideal parallel ausgerichtete Fasern, } k_y = 1) \quad (3.15)$$

$$V = \sqrt{\frac{\varphi}{\pi}} \quad E = 1 - \frac{E_m}{E_{f,1}}$$

• Chamis [115]:
$$E_2 = \frac{E_m}{1 - \sqrt{\varphi} \left(1 - \frac{E_m}{E_{f,2}} \right)} \quad (3.16)$$

Die empirischen Gleichungen von Föster/Knappe sowie Puck basieren auf Untersuchungen mit E-GF (isotrope Fasern). Schneider korrigierte die Faktoren für CF/EP. Stellbrink [116] verifiziert die nach (3.7)-(3.16) abgeschätzten Steifigkeiten quer zur Faserrichtung für GF/EP mit unterschiedlichem Faservolumengehalt. Allgemeingültige Resultate liefern die komplexe Hashin und einfache Chamis Formel, weshalb letztere im weiteren zur Anwendung kommt. Die große Streubreite der analysierten, experimentellen Daten beruht beispielsweise auf Unterschiede in Faserverteilung und -querschnitt, nichtlinearem Matrix-Spannungs-Dehnungs-Verhalten und Porengehalt. Sie verdeutlicht darüber hinaus die Schwierigkeit der Schichtkennwertberechnung aus Faser- und Matrixkennwerten. Insbesondere der schwer zu messende und deshalb neben weiteren Kennwerten selten verfügbare Faserschubmodul stellt die Aufstellung allzu komplexer Gleichungen in Frage.

3.3.1.4 Schubsteifigkeit parallel/quer zur Faserrichtung

Die analytische Schubmodulabschätzung parallel/quer zur Faserrichtung ist wegen des nichtlinearen Matrix-Dehnungs-Verhaltens und der großen Sensitivität hinsichtlich Porengehalt mit noch größerer Unsicherheit behaftet als E_2 . Aus Gründen geringer Komplexität und Mittellage im Ergebnisstreuband der Gleichungen (3.17)-(3.25) wird die Beziehung von Chamis (3.23) bevorzugt.

- Jones [107]:
$$\frac{1}{G_{12}} = \frac{\varphi}{G_{f,12}} + \frac{1-\varphi}{G_m} \quad (3.17)$$

- Förster/
Knappe
[110]:
$$G_{12} = G_m \frac{1 + 0,4\sqrt{\varphi}}{(1-\varphi)^{1,45} + \varphi \frac{G_m}{G_{f,12}}} \quad (3.18)$$

- Puck [111]:
$$G_{12} = G_m \frac{1 + 0,6\sqrt{\varphi}}{(1-\varphi)^{1,25} + \varphi \frac{G_m}{G_{f,12}}} \quad (3.19)$$

- Schneider
[112]:
$$G_{12} = G_m \frac{1 + 0,25\sqrt{\varphi}}{(1-\varphi)^{1,25} + 1,25\varphi \frac{G_m}{G_{f,12}}} \quad (3.20)$$

- Tsai [113]:
$$G_{12} = \frac{1}{\frac{\varphi}{G_{f,12}} + \frac{1-\varphi}{2} \left(\frac{1}{G_{f,12}} + \frac{1}{G_m} \right)} \quad (3.21)$$

- HSB [114]:
$$G_{12} = k_y G_m \left(1 - 2V - \frac{\pi}{2G} + \frac{2 \arctan \sqrt{\frac{1+2GV}{1-2GV}}}{G \sqrt{1 - \frac{4\varphi G^2}{\pi}}} \right) \quad (3.22)$$

$$V = \sqrt{\frac{\varphi}{\pi}}$$

$$G = 1 - \frac{G_m}{G_{f,12}}$$

- Chamis [115]:
$$G_{12} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{\varphi} \left(1 - \frac{G_m}{G_{f,12}} \right)} \quad (3.23)$$

- Hashin [109]:
$$G_{12} = G_m \frac{(1-\varphi)G_m + (1+\varphi)G_{f,12}}{(1-\varphi)G_{f,12} + (1+\varphi)G_m} \quad (3.24)$$

- Sendeckyj
[117]:
$$G = G_m \left(1 + 2\varphi K \left(\frac{1}{1-K\varphi} - \frac{3K^2\varphi^2}{(1-K\varphi) - \left(K^2\varphi^2 - \frac{\pi^2}{\varphi^2} \right)} \right) \right) \quad (3.25)$$

$$K = \frac{G_f - G_m}{G_f + G_m}$$

3.3.1.5 Schubsteifigkeit quer/quer zur Faserrichtung

Der Schubmodul G_{23} ist nicht Teil der CLT und seine analytische Bestimmung erscheint somit nicht sinnvoll. Jedoch ist G_{23} in 3D-Versagenskriterien und in Hashins Gleichung zur Bestimmung von E_2 (3.9) anzugeben. (3.10) stellt die obere Grenze ⁽⁺⁾ des G_{23} -Wertebereichs dar. Die korrespondierend untere Grenze ⁽⁻⁾ ist definiert durch (3.26), wobei beide Gleichungen für $G_{f,23} > G_m$ gelten. Für stark anisotrope Fasern (z.B. organische Fasern) ist diese Bedingung nicht erfüllt. Für sie gilt (3.27).

• Hashin [109]:

$$G_{f,23} > G_m: \quad G_{23}^{(-)} = G_m \left(1 + \frac{\varphi}{\frac{G_m}{G_{f,23} - G_m} + (1-\varphi) \frac{3K_m + 7G_m}{6K_m + 8G_m}} \right) \quad (3.26)$$

$$K_m = \frac{G_m}{3} + \frac{E_m}{3(1-2\nu_m)} = \frac{G_m}{2(1-2\nu_m)}$$

$$G_{f,23} < G_m: \quad G_{23}^{(+)} = G_m \left(1 + \frac{\varphi}{\frac{G_m}{G_{f,23} - G_m} + (1-\varphi) \frac{3K_m + 7G_m}{6K_m + 8G_m}} \right) \quad (3.27)$$

$$G_{23}^{(-)} = G_m \left(1 + \frac{\varphi(1+c_m)}{c_3 - \varphi \left(1 + 3c_m^2 \frac{(1-\varphi)^2}{\varphi^3 c_2 - c_m} \right)} \right) \quad c_m, c_3, c_2 \text{ wie (3.10)}$$

• Tsai [113]:

$$G_{23} = \frac{\varphi + \delta(1-\varphi)}{\frac{\varphi}{G_{f,23}} + \frac{\delta(1-\varphi)}{G_m}} \quad \delta = \frac{3 - 4\nu_m + \frac{G_m}{G_{f,23}}}{4(1-\nu_m)} \quad (3.28)$$

• Chamis [115]:

$$G_{23} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{\varphi} \left(1 - \frac{G_m}{G_{f,23}} \right)} \quad (3.29)$$

(3.29) liefert die höchsten G_{23} -Werte. Für technisch machbare Faservolumengehalte stimmen die Kennwertabschätzungen (3.28) und (3.10) recht gut mit einander überein, wobei Letztere durchaus einer experimentellen Verifikation standhielt [116].

3.3.1.6 Festigkeit parallel zur Faserrichtung

Ein auf Zug belastetes Faserbündel versagt nicht schlagartig, sondern Faser für Faser. Im Verbund wird dieser Effekt noch verstärkt durch Lastumverteilung auf be-

nachbarte Fasern infolge Schubübertragung der Matrix, die in genügendem Abstand vom Ort des Versagens eine erneute Lastaufnahme der gebrochenen Faserteile induzieren kann. Harzimprägnierte Fasern besitzen eine höhere Festigkeit als Trockene. Die UD-Laminatfestigkeit ist neben Festigkeit und Dehnungsverhalten der Matrix hinsichtlich Schub abhängig von Faserdurchmesser, -menge, -verteilung und -ausrichtung (Parallelität) sowie der Faser-Matrix-Haftung. Ein diese Parameter berücksichtigendes Modell wäre in der Praxis wegen fehlender Kennwerte unbrauchbar, weshalb nur der verfügbare und maßgeblich einflussnehmende Faservolumengehalt in (3.30) oder in der vereinfachten Form (3.31) Berücksichtigung findet.

$$\bullet R_1^t = [\varphi E_{f,1} + (1-\varphi) E_m] \varepsilon^m \quad \text{mit } \varepsilon^m = \text{Min} \{ \varepsilon_{f,1}^{Rt}, \varepsilon_m^{Rt} \} \quad (3.30)$$

$$\bullet R_1^t = \varphi R_{f,1}^t \quad \text{für } \varepsilon_m^{Rt} > \varepsilon_{f,1}^{Rt} \quad \text{und } \varphi > \varphi_{\text{krit}} = \frac{E_m (\varepsilon_m^{Rt} - \varepsilon_{f,1}^{Rt})}{\varepsilon_f^{Rt} (E_{f,1} - E_m)} \quad (3.31)$$

$$\bullet R_1^t = R_m^t \quad \text{für } \varphi < \varphi_{\text{krit}} \quad (3.32)$$

In Faserrichtung oder in der Ebene auf Druck belastete Fasern bzw. FKV-Schichten versagen durch strukturelle Instabilität (Beulen) oder durch drei Materialversagensmoden: Faserbruch, Delamination (d.h. Überschreiten von Schub- und Zugfestigkeit quer zur Faserachse) und Faserknicken (als Funktion der Faserwelligkeit). Als Druckfestigkeit der UD-Schicht wird die niedrigste, ertragbare Druckspannung dieser Modes definiert. Die Gleichungen (3.33)-(3.35) beschreiben empirische Spezialfälle, die trotz unterschiedlicher Empirik für einen Faservolumengehalt von 60 Vol.-% lediglich geringe Unterschiede in der Kennwertabschätzung aufweisen.

$$\bullet R_1^c = \varphi R_{f,1}^c \quad (\text{Faserbruch}) \quad (3.33)$$

$$\bullet \text{NASA, Fried [118]: } R_1^c = 10 R_{12} + 2,5 R_m^c \quad (\text{empirisch S-GF/EP, Delamination}) \quad (3.34)$$

$$\bullet \text{Agarwal [119]: } R_1^c = \frac{E_1 \varepsilon_2^{Rc}}{\nu_{21}} = \frac{(\varphi E_{f,1} + (1-\varphi) E_m) (1 - \sqrt[3]{\varphi}) \varepsilon_m^{Rc}}{\varphi \nu_{21} + (1-\varphi) \nu_m} \quad (\text{Delamination}) \quad (3.35)$$

$$\bullet \text{Schuerch [120]: } R_1^c = G_{12} \approx \frac{G_m}{1-\varphi} \quad (\text{Faserknicken}) \quad (3.36)$$

$$\bullet \text{Chamis [115]: } R_1^c = \frac{G_m}{1-\varphi \left(1 - \frac{G_m}{G_{f,12}} \right)} \quad (\text{Faserknicken}) \quad (3.37)$$

3.3.1.7 Festigkeit quer zur Faserrichtung

Ein Verbundversagen quer zur Faserrichtung hat seine Ursache im zuerst eintretenden Versagen von Matrix, Faser oder Grenzschicht. Von lokal sehr unterschiedlichen Spannungskonzentrationen in Fasern und Matrix des Verbunds ist auszugehen. Hierbei führen 5 % (1 %) Porengehalt oder 10 % ineffektive Faser-Matrix-Haftung zu einem Verlust von 50 % (20 %) an Querkzugfestigkeit [121]. Ferner gilt, desto höher die Schubfestigkeit der Faser im Vergleich zur Matrix ist, desto geringer fällt die interlaminare FKV-Schubfestigkeit R_{23} aus. Hinreichend genaue Modelle sind weder für Zug-, Druck- noch interlaminarer Schubfestigkeit quer zur Faserachse verfügbar.

• Greszczuk [121]: $R_2^t = R_m^t F$ F Funktion, welche die Matrix-Spannungskonzentration aus Porengehalt und Qualität der Faser-Matrix-Haftung beschreibt (3.38)

• Nielsen [122]: $R_2^t = R_m^t \left(1 - \sqrt[3]{\varphi}\right) \frac{E_2}{E_m}$ für $R_m^t < R_{f,2}^t$ (3.39)

• Chamis [115]: $R_2^t = R^* \left(1 + (\varphi - \sqrt{\varphi}) \left(1 - \frac{E_m}{E_{f,2}}\right)\right)$ mit $R^* = \text{Min}(R_m^t, R_{f,2}^t)$ (3.40)

• Agarwal [119]: $R_2^c = R^* \left(1 + (\varphi - \sqrt{\varphi}) \left(1 - \frac{E_m}{E_{f,2}}\right)\right)$ mit $R^* = C_V \text{Min}(R_m^c, R_{f,2}^c)$ (3.41)

• Agarwal [119]: $R_{12} = R^* \left(1 + (\varphi - \sqrt{\varphi}) \left(1 - \frac{G_m}{G_{f,12}}\right)\right)$ mit $R^* = C_V \text{Min}(R_m^s, R_{f,12})$ (3.42)

• Chamis [115]: $R_{23} = R^* \frac{1 + \sqrt{\varphi} \left(1 - \frac{G_m}{G_{f,23}}\right)}{1 - \varphi \left(1 - \frac{G_m}{G_{f,23}}\right)}$ mit $R^* = C_V > \text{Min}(R_m^s, R_{f,23})$ (3.43)
 $C_V = 1 - \sqrt{\frac{4\varphi_V}{(1-\varphi)\pi}}$

3.3.1.8 Vergleich mit gemessenen Laminatkennwerten

Die analytische Abschätzung der Schichtkennwerte auf Basis der Faser- und Matrixkennwerte der Hersteller (Tabelle A.2) und ihre Validierung mit Experimentalwerten aus der Literatur fällt in der Regel schwer, da zumeist unzureichende Angaben zu Versuchsbedingungen, mechanischen Eigenschaften der nicht imprägnierten Faser, der unverstärkten Matrix und der Grenzschicht gemacht bzw. wegen des immensen Prüfaufwands nicht systematisch gemessen werden.

Die in Tabelle 3.2 zusammengefasste Validierung beweist die gute Übereinstimmung der gemessenen Laminatkennwerte aus der Literatur mit der analytischen Abschätzung für Elastizitäts- und Schubmoduli, Querdehnungszahl sowie Zugfestigkeit in

Faserrichtung. Mit Abstrichen lassen sich noch die berechneten Zug- und Druckfestigkeiten quer zur Faserachse sowie die Schubfestigkeit R_{12} verwenden.

Die Bestimmung des E-Moduls quer zur Faserrichtung kann bei orthotropen Fasertypen (z.B. CF) indirekt aus der Dehnungsüberhöhung oder dem Verbundmodul erfolgen. Unter der Voraussetzung gleicher Matrices im GFK und CFK gilt in Abhängigkeit des Verhältnisses ihrer Bruchdehnungen n und des Faserverteilungsfaktors m

$$E_{f,2,CF} = \frac{E_m}{\frac{n-1}{m-1} + n \frac{E_m}{E_{f,GF}}} \quad n = \frac{\varepsilon_{2,CFK}^{R_t}}{\varepsilon_{2,GFK}^{R_t}} \quad m = \frac{2\sqrt{v}}{\sqrt{\pi}} \quad (3.44)$$

Die analytische Abschätzung des Fasermoduls auf Basis des Verbundmoduls kann durch Umstellen von Gleichung (3.16) nach $E_{f,2}$ erfolgen.

Tabelle 3.2: Laminatkennwerte, Vergleich Rechnung (R) zu Ergebnissen aus der Literatur (L) [77, 78, 97, 116, 123, 157]

Laminat		E_1^t [GPa]	$E_2 = E_3$ [GPa]	ν_{12} [1]	$G_{12} = G_{13}$ [GPa]	G_{23} [GPa]	R_1^t [MPa]	R_1^c [MPa]	$R_2^t = R_3^t$ [MPa]	$R_2^c = R_3^c$ [MPa]	$R_{12} = R_{13}$ [MPa]	R_{23} [MPa]	ρ [g/cm³]
R nach Gleichung		(3.4)	(3.16)	(3.6)	(3.23)	(3.28)	(3.30)	(3.37)	(3.40)	(3.41)	(3.42)	(3.43)	(3.45)
E-GF/EP	R	45,2	13,3	0,27	5,0	4,0	1266	3346	82	115	72	353	2,04
60 Vol.-%	L	44,5	12,5	0,28	6,0	4,5	1300	800	60	144	61	60	2,06
Proz. Abweichung		1,6	6,4	-3,6	-16,7	-11,1	-2,6	318	26,8	-20,1	18,0	488	-1,0
T300/EP1	R	144,2	9,4	0,30	5,7		1832	3910	56				1,55
58,2 Vol.-%	L	136,2	8,0	0,32			1709	1925	49				
Proz. Abweichung		5,84	17,0	-6,9			7,23	103	13,1				
E-GF/EP1	R	46,7	16,3	0,28	6,1	4,9	1790	4164	53				2,08
61,7 Vol.-%	L	45,9	15,9	0,28			1709	1179	49				
Proz. Abweichung		1,7	2,9	0,0			4,7	253	8,2				
E-GF/EP2	R	45,9	12,4	0,28	4,6	3,7	1760	3105	73				2,07
61,2 Vol.-%	L	45,8	13,4	0,29			1478	1042	56				
Proz. Abweichung		0,1	-7,9	-3,5			19,1	198	30,7				

R Rechnung

L Literatur

E-GF, T300, EP, EP1, EP2 vgl. Tabelle A.2

$$\rho_1 = \varphi \rho_f + (1-\varphi) \rho_m \quad (3.45)$$

3.3.2 Gewebeverstärkte FKV

3.3.2.1 Analytische Modelle

Ein gewebeverstärkter (GV) FKV besitzt eine völlig heterogene Struktur, die modellhaft zumeist als eine Zusammensetzung transversal isotroper UD-Teilstücke angesehen wird, wobei die Aussagekraft eines Modells vor allem vom Grad der Abbildungsgenauigkeit der realen Fadengeometrie abhängt. Infolge der Verschlaufung der

Fäden ergeben sich Bereiche mit hohem Faservolumengehalt (bis zu 70 %) und fast reinem Harz (Harztaschen). Makroskopisch gesehen haben diese lokalen Unterschiede im Faservolumengehalt einen vernachlässigbaren Einfluß. Für jeden nicht-drapierten GV-FKV lässt sich ein Ausschnitt aus seiner periodischen Fadenverschlaufung als charakteristische Einheitszelle EZ (= Periode) definieren (vgl. Kapitel 5.2.1, Abbildung 5.5), für die eine gewisse Werkstoffhomogenisierung zulässig ist, da die globalen Bauteilabmessungen ein Vielfaches der EZ-Abmessungen betragen.

Betrachtet man den Schichtaufbau eines GV-FKV, so kommen unter Annahme sinusförmiger Fadenverläufe die Fäden benachbarter Schichten in beliebiger Amplitudenkombination aufeinander zu liegen. Wegen der daraus resultierenden asymmetrischen Vertikallage der Fasern sind Biegung und Querdehnung sowie infolge asymmetrischer Horizontalanordnung der Gewebeverschlaufungspunkte (vgl. Muster einer EZ, Abbildung 5.5) Dehnung und Schub in der Laminebene gekoppelt. Die erstgenannte Kopplung kann im Aushärtprozess zu Eigenspannungen bzw. Faltenbildung führen. Die Wahl des Gewebetyps beeinflusst maßgeblich die Verarbeitungsmöglichkeiten und späteren mechanischen Struktureigenschaften. Mit steigender Drapierbarkeit sinkt die Schubsteifigkeit des Gewebes bzw. Bauteils. Der Konstrukteur muß die beim Drapieren mit der Gewebescherung in Zusammenhang stehende, veränderliche Faserorientierung und somit signifikante Änderung der mechanischen FKV-Kennwerte im Vergleich zum ungescherten wie auch gedrehten (Off-axis-Versuche) GV-FKV beachten. Die beispielsweise in einem ebenen 0/90-Gewebe orthogonalen Fäden können nach der Gewebedrapierung über eine zweifach gekrümmte Struktur die unterschiedlichsten Richtungen (vgl. maximaler Scherwinkel, Kapitel 5.2.1) einschlagen (Abbildung 3.4).

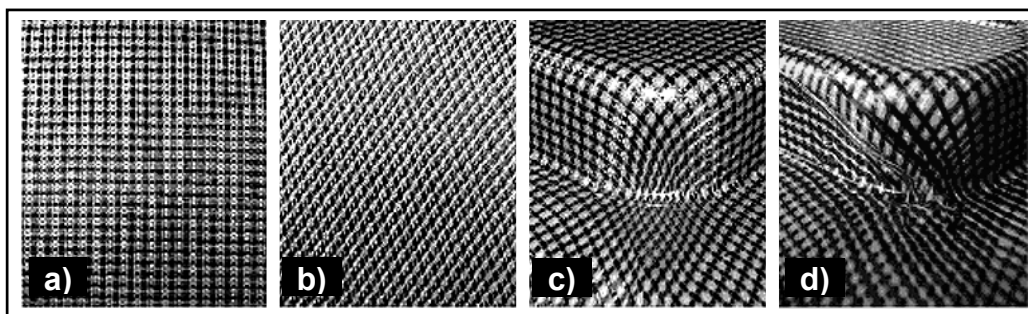


Abbildung 3.4: Gewebescherung: a) ungeschertes 0/90-Gewebe, b) 40°-Gewebescherung, umgeformtes Bauteil c) ohne und d) mit Gewebeverzug

Verschiedene Berechnungsprogramme zur Abschätzung der mechanischen Laminatkennwerte von GV-FKV sind auf dem Markt erhältlich und werden in [90] diskutiert:

- *μTex-10*, *μTex-20* von Ramesh und Sankar (rechenintensive Programme, basieren auf Naiks PS-/SP-Schnittmodellen und FEM, langsame Konvergenz, aufwendige Fasergeometrieingabe)
- *TEXCAD* von Naik (das in [90] favorisierte Programm, Implementierung parametrischer Geometrien von Standard 2D- und 3D-Textilien, Idealisierung von linearen/sinusförmigen Teilstücken, dreidimensionale A-, B-, D-Steifigkeitsmatrixausgabe, Festigkeitsmodell: Maximalspannung, nichtlinearer Schubspannungs-Verzerrungsverlauf, Steifigkeitsdegradation bei lokaler Schädigung, experimentell verifiziert)
- *PW*, *SAT5* und *SAT8* von Raju (durch *TEXCAD* abgelöst, Standardgewebegeometrie, auf Basis der klassischen „fiber undulation“ und „bridging“ Modelle)
- *SAWC* von Whitcomb (Geometriegenerierung mit Unterprogramm *PWMeshGen*, derzeit nur ebene Gewebe, FE-Programm *Flex94*, Steifigkeitsdegradation bei Überschreiten der Festigkeit)
- *CCM-Tex* von Pochiraju (3D-Gewebe und Gestricke, Kett-/Schuß-Zugfestigkeiten basieren auf lokalen Spannungen des Isostrain-Modells und Fadenfestigkeit, 3D-Steifigkeitsmatrixausgabe)
- *WEAVE* von Cox (auf Basis von Standardtextilkenndaten 2D- und 3D-Textilgenerierung, Mittelung der Faserorientierung und Steifigkeitsabschlagsfaktoren auf Standard-Mikromechanikmodell, experimentell verifiziert)
- *BINMOD* von Cox et al. (binäres Modell für 2D- und 3D-textilverstärkte FKV, FEM, zusätzlich Federelemente für Quersteifigkeitssimulation in Verschlaufungspunkte, Faserwelligkeit berücksichtigt durch Knotenverschiebung nach Normalverteilung, große Dehnungen, experimentell verifiziert).
- *WiseTex* von Lomov et al. (noch in der Entwicklung, basiert auf *CETKA-KUL*, hat zum Ziel Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte gewebe-, gestricke- und gewirkeverstärkter FKV zu bestimmen sowie langfristig, integriert in ein Designtool, ganze Bauteile auszulegen [124, 125], beinhaltet exakte 3D-Geometriebeschreibung der Fasergebilde [126])

Die ersten analytischen, homogenisierenden Modelle für GV-FKV stammen von Chou et al. [89]. Ihr „Mosaic Model“ unterteilt den GV-FKV in UD-Schichten ohne Berücksichtigung der Fadenverschlaufung (Abbildung 3.5). Durch feine Schnitte im Bereich der Verschlaufungen lassen sich diese als eine Kette aus um θ geneigter UD-Schichten darstellen („Crimp Model“). Das „Fiber Bridging Model“ unterteilt die EZ in verwebte und unverwebte Bereiche (entspricht Crimp bzw. Mosaic Model). Weiterentwicklungen gibt es von Naik, Shembekar und Ganesh [127, 128] sowie Hahn und Pandy [129]. Vorteilhaft ist die auf die CLT reduzierbare Berechnung der Schichtkennwerte (Kapitel 3.3.1) und die geringe Anzahl geometrischer Gewebekennwerte. Ferner gibt es nicht homogenisierende Modelle, die Faser und Matrix einzeln beispielsweise in hexaedrische Elemente (Voxels) diskretisieren [130, 131].

Die in Abbildung 3.5 skizzierten mikromechanischen Modelle für GV-FKV unterteilt die EZ in mehrere Bausteine mit konstanter Steifigkeitsmatrix als Matrix-, Faser- (jeweils reine Matrix- bzw. Fasersteifigkeit) oder gemischten Faser-Matrix-Block (homogenisierte Steifigkeit eines UD-Laminats). Verschiedene Ansätze zur Beschreibung der Blockrandbedingungen wurden von Voigt (konstante Dehnung) und Reuss (konstante Spannung) entwickelt. Auf Voigts Ansatz basierende Gewebegeometriemodelle bilden die Grundlage der meisten, oben genannten Berechnungsprogramme. Experimentelle Validierungen ergaben gute Übereinstimmungen mit Kennwertberechnungen in Faserrichtung jedoch Kennwertüberschätzungen bei Off-axis-Versuchen [132]. Kalidindi empfiehlt deshalb ein gewichtetes Modell aus Voigt und Reuss-Anteilen, dessen Wichtungsfaktor je Gewebetyp empirisch zu bestimmen ist. Das Voigt-Modell ist die Basis des „Fabric Geometry Model“ (FGM) von Ko, das das Gewebe in lineare und sinusförmige Teilbereiche trennt [89, 127, 128].

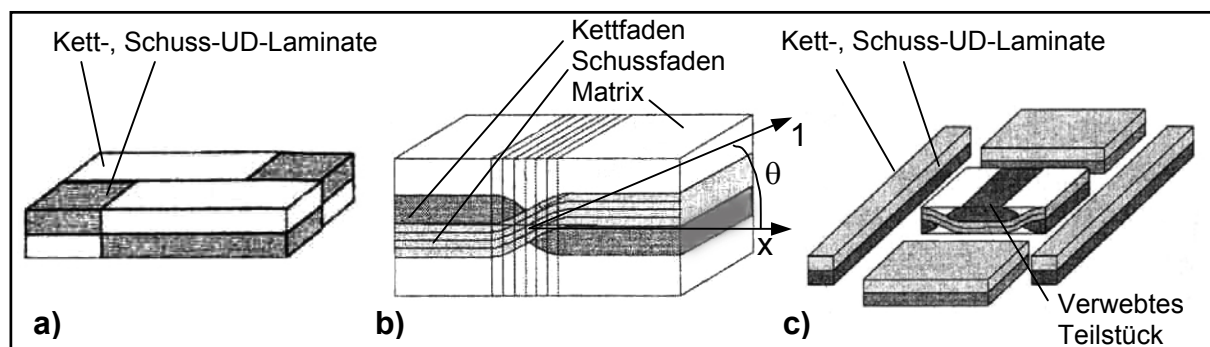


Abbildung 3.5: Analytische Modelle für GV-FKV: a) Mosaic Model, b) Crimp Model, c) Fiber Bridging Model [89]

In geschichteten Laminaten wird in Dickenrichtung eine zumeist konstante Spannung angenommen. In der Literatur findet man unter den Bezeichnungen „slicing model“, „series-parallel model“ oder „selective averaging method“ (SAM) auf den GV-FKV extrapolierte Modelle. Mit der Parallel-Reihen- (PS-) und Reihen-Parallel- (SP-) Schaltung der EZ-Schnitte nach Naik et al. (parallel, P oder quer, S zur Zug- bzw. Drucklast in der Schichtebene) lassen sich die oberen und unteren Grenzen der Wertebereiche der elastischen Kennwerte für GV-FKV berechnen [127]. Generell führt das SP-Modell zu guten Ergebnissen für die Zug-/Druck-Kennwerte in der Laminebene bei Belastung in einer der Faserrichtungen, jedoch muss mit Abweichungen von bis zu 100 % für Kennwerte in der Dickenrichtung oder für Schubkennwerte in der Ebene gerechnet werden. Im Vergleich zu den einfacheren FGM-Modellen bedingen die Modelle des Typs SAM sehr aufwendige Analysen, führen jedoch nicht zu einer signifikanten Verbesserung der Kennwertabschätzung.

3.3.2.1.1 Steifigkeit in der Laminebene

Im Vergleich zu UD-verstärkten Laminaten fällt die Steifigkeit von gewebeverstärkten Laminaten in der Ebene mit zunehmender Faserwelligkeit und der Anzahl der Fadenverschlaufungen geringer aus. Unter Annahme eines sinusförmigen Fadenverlaufs mit der Wellenlänge λ und der Amplitude a beschreibt Gleichung (3.46) eine Abschätzung der Steifigkeitsminderung η infolge der Faserwelligkeit. Die Steifigkeiten in der Ebene für GV-FKV lassen sich durch Einsetzen des Faktors in die Mischungsregel für UD-Laminatsteifigkeiten (3.4) berechnen. Typische Leinwandgewebe besitzen ein Abschlagsfaktor von 10 % [90].

$$\eta = \left(1 + 2 \left(\frac{\pi a}{\lambda} \right)^2 \left(\frac{E_{f,1}}{G_{f,12}} - 2(1 + \nu_{f,12}) \right) \right)^{-1} \quad (3.46)$$

Näherungsweise lässt sich der E-Modul eines orthogonalen GV-FKV ($0^\circ/90^\circ$) als orthogonaler Kreuzverbund zweier UD-Schichten mit gleichen Faseranteilen in Kett- (K) und Schussrichtung (S) berechnen [133]

$$E_{GV-FKV} = \frac{E_{UD,K}^2 + E_{UD,S}^2 + 2E_{UD,S}(E_{UD,K} - 2\nu_{UD,K=UD,S}^2 E_{UD,S})}{2(1 - \nu_{UD,K=UD,S}^2)(E_{UD,K} + E_{UD,S})} \approx \frac{E_{UD,K} + E_{UD,S}}{2} \quad (3.47)$$

Für rechtwinklige Gewebe mit geringer Fadenverdrillung stellt Stellbrink [116] eine einfach zu handhabende Variante des Crimp Models gemäß Abbildung 3.6 vor. Die

EZ-Unterteilung erfolgt in eine Harzschicht, die die Harztaschen zwischen den Verschlaufungspunkten repräsentiert, und UD-Teilstücke, welche nach Gleichungen der CLT berechnet werden können. Das resultierende mehrschichtige, multi-axiale Laminat wird als dünn bzw. biegeweich angenommen, was eine Vernachlässigung des Lagenaufbaus erlaubt. Ferner werden unterschiedliche Dickenänderungen aus Querdehnungseffekten und Porenfreiheit angenommen, und auftretende lokale Geometrieunterschiede bei den einzelnen Harztaschen infolge zufälliger Schichtenpositionierung sowie bei den Kett- oder Schussfäden durch Mittelung egalisiert. Die Berechnung der als Off-axis-Teilstücke angesehenen gekrümmten Teilbereiche (Index g) erfolgt durch die folgenden Gleichungen.

Gewebedaten seitens der Hersteller sind i.d.R. zu Dichte ρ_f , zum Massenverhältnis $m_{f,K}/m_{f,S}$ zwischen Kett- und Schussfäden sowie zu Gewebedicke $h_K + h_S$ und Flächengewicht m_f verfügbar. Die Längen der gekrümmten und linearen Teilstücke l_g bzw. l_l ergeben sich aus dem Gewebetyp und der längennormierten Anzahl der Kett- und Schussfäden. Im allgemeinen beträgt der aufwendig zu bestimmende lokale Faservolumengehalt φ_{local} für GF-Gewebe 70 % und für CF-Gewebe 80 %. Geringe Abweichungen sind vernachlässigbar.

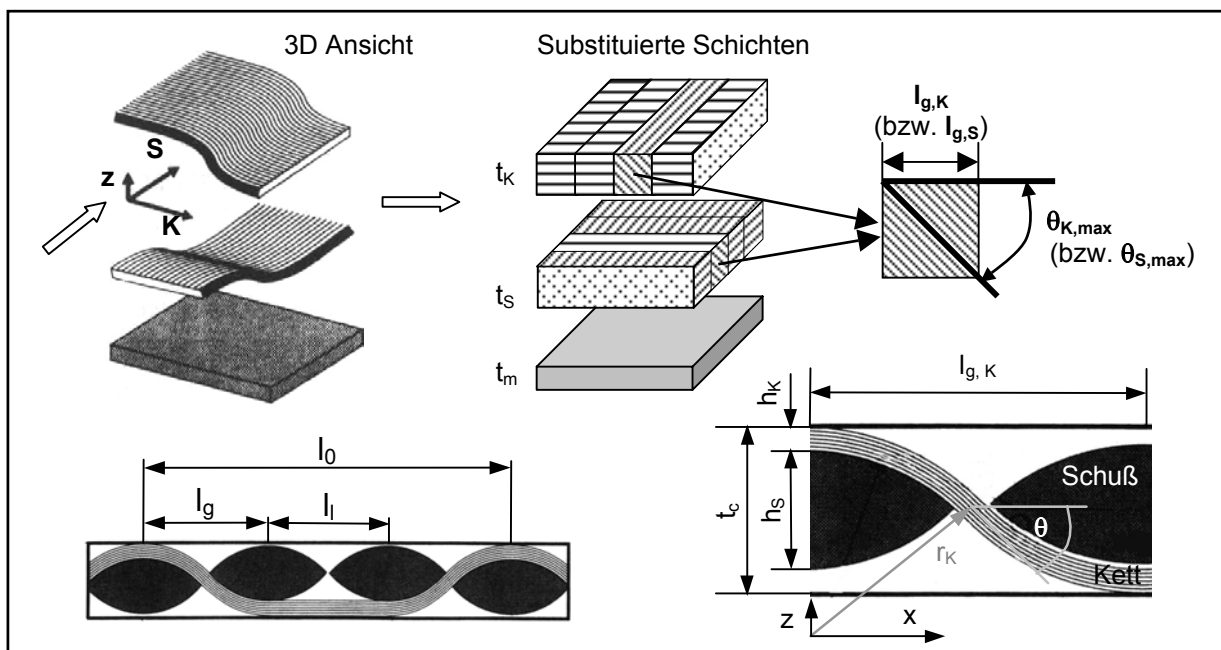


Abbildung 3.6: Auflösung des Gewebes in UD-Schichten und Definition der Geometrieparameter im Crimp Model [116]

Im Unterschied zum üblicherweise sinusförmig angenommenen Fadenverlauf wird in diesem Modell der Kettfaden als eine mathematisch einfacher zu beschreibende Hintereinanderschaltung von Kreisbogensegmenten (3.48) angesehen (Abbildung 3.6). Mikroskopische Querschnittbetrachtungen bestätigen beide Annahmen.

$$r_K^2 = \left(\frac{l_{g,K}}{2} \right)^2 + \left(r_K - \frac{t_c \pm h_K}{2} \right)^2 \quad \Rightarrow \quad r_K = \frac{1}{2} \left(\frac{l_{g,K}^2}{h_S \pm h_m} + h_S \pm h_m \right) \quad (3.48)$$

Für den maximalen Faserwelligkeitswinkel $\theta = \theta_{\max}$ gilt

$$\theta_{K,\max} = \arcsin \frac{l_{g,K}}{2r_K} = \arcsin \frac{l_{g,K} (h_S + h_m)}{l_{g,K}^2 (h_S + h_m)^2} \quad h_m = t_c - h_S - h_K \quad (3.49)$$

$$\theta_{S,\max} = \arcsin \frac{l_{g,S}}{2r_S} = \arcsin \frac{l_{g,S} (h_K - h_m)}{l_{g,S}^2 (h_K - h_m)^2} \quad (3.50)$$

$$l_0 = \frac{\text{Fadenanzahl je EZ}}{\text{Fadenanzahl je cm}} \quad (3.51)$$

$$t_S = \frac{m_{f,S}}{\varphi_{\text{lokal}} \rho_{f,S}} \quad t_K = \frac{m_{f,K}}{\varphi_{\text{lokal}} \rho_{f,K}} \quad t_m = t_c - t_S - t_K \quad (3.52)$$

$$\varphi_{\text{global}} = \left(\frac{m_{f,S}}{\rho_{f,S}} + \frac{m_{f,K}}{\rho_{f,K}} \right) / t_c \quad m_{f,S} = \frac{m_f}{1 + m_{f,K} / m_{f,S}} \quad m_{f,K} = \frac{m_f}{1 + m_{f,S} / m_{f,K}} \quad (3.53)$$

Bei gleichmäßiger Fadenverteilung ergibt sich beispielsweise für ein Atlas 1/7-Gewebe $l_g = \frac{1}{8}l_0$ und $l_l = \frac{7}{8}l_0$. Die selbst bei symmetrischen Geweben ungleichen Kennwerte in Kett- und Schussfadenrichtung resultieren aus den unterschiedlichen, durch die Gleichungen (3.49)-(3.50) beschriebenen Fadenabstände und -krümmungen. Die die Steifigkeiten beeinflussende Fadenverdrillung ist in technischen Hochleistungsgeweben kaum vorhanden und deshalb im Modell unberücksichtigt. Für die transversal isotropen UD-Teilstücke aus Abbildung 3.5.b gilt Naiks 2D WF-Modell [127]:

$$E_X(\theta) = \left(\frac{\cos^4 \theta}{E_1} + \left(\frac{1}{G_{12}} - \frac{2\nu_{12}}{E_1} \right) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + \frac{\sin^4 \theta}{E_2} \right)^{-1} \quad (3.54)$$

$$E_Y(\theta) = E_2 \quad (3.55)$$

$$\nu_{xy}(\theta) = \left(\frac{\nu_{12} \cos^2 \theta}{E_1} + \frac{\nu_{23} \sin^2 \theta}{E_2} \right) E_X(\theta) \quad (3.56)$$

$$G_{xy}(\theta) = \left(\frac{\cos^2 \theta}{G_{12}} + \frac{\sin^2 \theta}{G_{23}} \right)^{-1} \quad (3.57)$$

Für ein nur ein Off-axis-Teilstück mit $\theta = \theta_{\max}$ enthaltendes Crimp Model nach Abbildung 3.6 sind folgende Berechnungsschritte durchzuführen, um die gemittelten Steifigkeitskomponenten $\overline{E_x}$, $\overline{E_y}$, $\overline{G_{xy}}$ sowie $\overline{\nu_{xy}}$ zu erhalten. Nach Mittelung der lokalen Dehnungskomponenten im Bereich $0 < \theta < \theta_{\max}$ bzw. $0 < x < l_g/2$ durch Integration über den kreisbogenförmigen Fadenverlauf (3.58), (3.59) sind unter der Annahme gleicher Spannungen in den Teilstücken entlang x bzw. y für die trigonometrischen Anteile der Gleichungen (3.54)-(3.57) die Ausdrücke (3.60)-(3.64) zu setzen.

$$\overline{\varepsilon} = \frac{1}{\theta_{\max}} \int_0^{\theta_{\max}} \varepsilon(\theta) d\theta \quad \text{oder} \quad (3.58)$$

$$\overline{\varepsilon} = \frac{2}{l_g} \int_0^{l_g/2} \varepsilon(\theta) dx = \frac{2}{l_g} \int_0^{l_g/2} \varepsilon(\theta) r \cos(\theta) d\theta = \frac{1}{\sin \theta_{\max}} \int_0^{\theta_{\max}} \varepsilon(\theta) \cos(\theta) d\theta \quad (3.59)$$

$$\overline{\sin^2 \theta_{\max}} = \frac{1}{\sin \theta_{\max}} \int_0^{\theta_{\max}} \sin^2(\theta) \cos(\theta) d\theta = \frac{1}{3} \sin^2 \theta_{\max} \quad (3.60)$$

$$\overline{\sin^4 \theta_{\max}} = \dots = \frac{1}{5} \sin^4 \theta_{\max} \quad \overline{\cos^4 \theta_{\max}} = \dots = \frac{4}{5} + \frac{1}{5} \cos^4 \theta_{\max} - \frac{4}{15} \sin^2 \theta_{\max} \quad (3.61)$$

$$\overline{\cos^2 \theta_{\max}} = \dots = 1 - \frac{1}{3} \sin^2 \theta_{\max}, \quad \overline{\cos^2 \theta_{\max} \sin^2 \theta_{\max}} = \dots = \frac{1}{5} \sin^2 \theta_{\max} \left(\frac{2}{3} + \cos^2 \theta_{\max} \right) \quad (3.64), (3.64)$$

Die experimentelle Validierung ergab hervorragende Übereinstimmung für die Zug- und Druckmoduli in Kett- und Schussrichtung des orthogonalen GV-FKV (Differenz kleiner 3 %) [116]. Im Vergleich zum $\pm 45^\circ$ -Zugversuch [143] überschätzt die Berechnung den gemessenen Schubmodul um 32 %. Die im Vergleich zur Berechnung mehr als doppelt so große experimentelle Querdehnungszahl wird mit der Nichtberücksichtigung von Biegeeffekten in den gekrümmten Fäden begründet. Sensitivitätsanalysen zur Modellierung eines GV-FKV als reine UD-Schichten ergaben Überschätzungen der Zugmoduli um 13 % in Schuß- und 23 % in Kettrichtung.

Nach Cox [90] lässt sich das von Dow [134] auf triaxiale Gewebe extrahierte Crimp Modell durch Entfernen des Kettfadens (Faden in X- bzw. X_1 -Richtung in Abbildung

3.7) in ein Modell für gescherte GV-FKV umwandeln. Der sinusförmig angenommene Fadenverlauf eines triaxialen Gewebes wird hierbei beschrieben durch

$$H(x_1) = \left(1 + \sin \frac{\pi x_1}{l_1}\right) \frac{H_t}{2} \quad 0 \leq x_1 \leq 2l_1 \quad (\text{Kettfaden}) \quad (3.65)$$

$$H(x_2) = \left(1 - \sin \left(x_2 - \frac{l_2}{2}\right) \frac{\pi}{l_2}\right) \frac{H_t}{2} \quad 0 \leq x_2 \leq 2l_2 \quad (\text{Schussfaden, } \vartheta = -60^\circ) \quad (3.66)$$

$$H(x_3) = \left(1 + \sin \left(x_3 - \frac{l_3}{2}\right) \frac{\pi}{l_3}\right) \frac{H_t}{2} \quad 0 \leq x_3 \leq 2l_3 \quad (\text{Schussfaden, } \vartheta = +60^\circ) \quad (3.67)$$

$$\theta = \tan^{-1} \frac{dH(x_i)}{dx_i} \quad i = 1, 2, 3 \quad H_t = H_t(\vartheta) \quad (3.68)$$

Für die mechanischen Kennwerte sind wiederum die Beziehungen (3.54)-(3.57) und die Annahme einer konstanten Spannung entlang x gültig, wodurch für die gemittelten Dehnungen je Segment gilt

$$\overline{\varepsilon_x} = \frac{1}{2l_1} \int_0^{2l_1} \varepsilon_x(\theta) dx = \frac{1}{2l_1} \int_0^{2l_1} \frac{\sigma_x}{E_x(\theta)} dx \quad (3.69)$$

$$\overline{\varepsilon_y} = \frac{1}{2l_1} \int_0^{2l_1} \varepsilon_y(\theta) dx = \frac{1}{2l_1} \int_0^{2l_1} -\nu_{xy}(\theta) \frac{\sigma_x}{E_x(\theta)} dx \quad (3.70)$$

Hieraus lassen sich wiederum die gemittelten Elastizitätsmoduli, die Querdehnungszahl und der Schubmodul in der Laminebene bestimmen, letzterer unter der Annahme konstanter Scherwinkel entlang x je Segment:

$$\overline{E_x} = \frac{\sigma_x}{\varepsilon_x} \quad \overline{E_y} = E_2 \quad \overline{\nu_{xy}} = \frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x} \quad \overline{G_{xy}} = \frac{1}{2l_1} \int_0^{2l_1} G_{xy}(\theta) dx \quad (3.71)$$

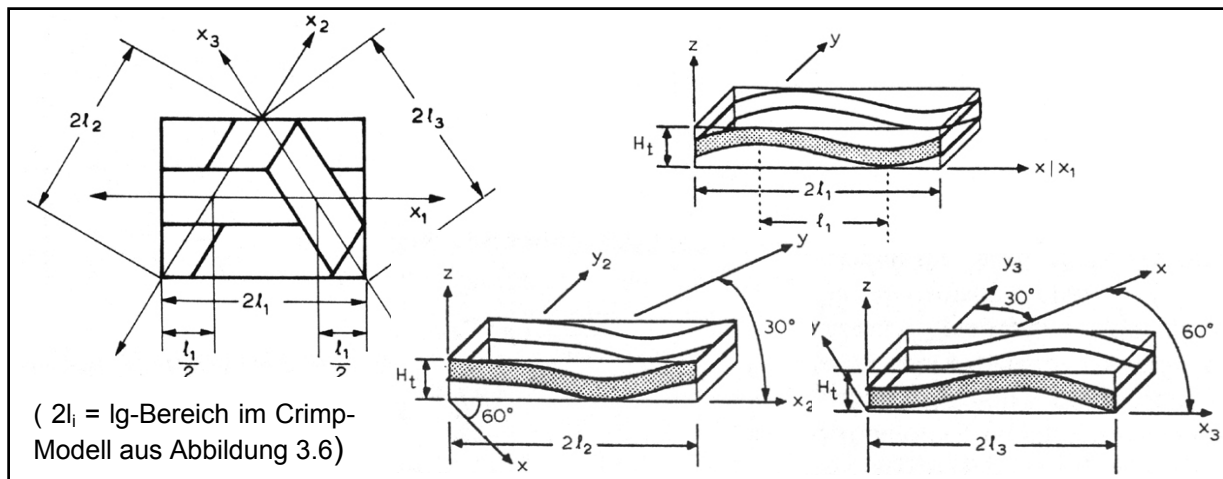


Abbildung 3.7: Geometrie im Verschlaufungsbereich eines triaxialen Gewebes [89]

Die Steifigkeitsmatrix der Kettfaden-Laminatschicht eines triaxialen Gewebes entspricht somit (3.72). Die Herleitung (konstante Dehnung entlang x-Achse) gilt auch für die zur x-Achse um ϑ gedrehten Schussfäden bzw. für die beiden Fäden eines bidirektionalen, nicht orthotropen Gewebes unter Berücksichtigung der Koordinatentransformation (3.73).

$$\overline{Q}_{ij} = \begin{bmatrix} \frac{\overline{E}_x}{D_v} & \frac{\nu_{xy} \overline{E}_y}{D_v} & 0 \\ \frac{\nu_{xy} \overline{E}_y}{D_v} & \frac{\overline{E}_y}{D_v} & 0 \\ 0 & 0 & \overline{G}_{xy} \end{bmatrix} \quad D_v = 1 - \nu_{xy}^2 \frac{\overline{E}_y}{\overline{E}_x} \quad (3.72)$$

$$\begin{aligned} \overline{Q}_{11} &= \overline{Q}_{11} \cos^4 \vartheta + 2(\overline{Q}_{12} + 2\overline{Q}_{66}) \sin^2 \vartheta \cos^2 \vartheta + \overline{Q}_{22} \sin^4 \vartheta \\ \overline{Q}_{12} &= (\overline{Q}_{11} + \overline{Q}_{22} - 4\overline{Q}_{66}) \sin^2 \vartheta \cos^2 \vartheta + \overline{Q}_{12} (\sin^4 \vartheta + \cos^4 \vartheta) \\ \overline{Q}_{22} &= \overline{Q}_{11} \sin^4 \vartheta + 2(\overline{Q}_{12} + 2\overline{Q}_{66}) \sin^2 \vartheta \cos^2 \vartheta + \overline{Q}_{22} \cos^4 \vartheta \\ \overline{Q}_{16} &= (\overline{Q}_{11} - \overline{Q}_{12} - 2\overline{Q}_{66}) \sin \vartheta \cos^3 \vartheta + (\overline{Q}_{12} - \overline{Q}_{22} + 2\overline{Q}_{66}) \sin^3 \vartheta \cos \vartheta \\ \overline{Q}_{26} &= (\overline{Q}_{11} - \overline{Q}_{12} - 2\overline{Q}_{66}) \sin^3 \vartheta \cos \vartheta + (\overline{Q}_{12} - \overline{Q}_{22} + 2\overline{Q}_{66}) \sin \vartheta \cos^3 \vartheta \\ \overline{Q}_{66} &= (\overline{Q}_{11} + \overline{Q}_{22} - 2\overline{Q}_{12} - 2\overline{Q}_{66}) \sin^2 \vartheta \cos^2 \vartheta + \overline{Q}_{66} (\sin^4 \vartheta + \cos^4 \vartheta) \end{aligned} \quad (3.73)$$

3.3.2.1.2 Festigkeiten in der Laminebene

Eine vertrauenswürdig erscheinende Theorie zur analytischen Abschätzung der Festigkeiten von GV-FKV ist nicht bekannt. Die Zug- und Druckfestigkeiten eines GV-FKV fallen analog zu den Steifigkeiten im allgemeinen geringer aus als bei einem UD-Laminat mit $[0^\circ, 90^\circ]$ -Schichtaufbau. Die Ursache sind wiederum Faserwelligkeit und Faserschädigungen aus dem textilen Herstellprozess. Insbesondere die durch Faserausknicken gekennzeichnete Druckfestigkeit sinkt mit zunehmendem Krümmungswinkel des gewellten Fadens. Mit abnehmendem Fadenquerschnitt wird dieser Effekt noch verstärkt, was zu einem Verlust der Matrixstützwirkung noch vor dem Erreichen der nominellen Laminatdruckfestigkeit führt. Eine Spannungsbewertung im GV-FKV mittels eines Festigkeitskriteriums kann je substituierter UD-Schicht im Modell nach Abbildung 3.6 erfolgen. Im Falle von GV-FKV führen Schädigungen quer

zur Faserrichtung im Gegensatz zu UD-FKV nicht zwangsläufig zum Totalversagen des Laminats, sondern in erster Linie zu einer Steifigkeitsreduzierung insbesondere hinsichtlich Schub. Die gekrümmten Fadenbereiche im GV-FKV (I_g , Abbildung 3.6) werden unter Axiallast in der xy-Ebene zumindest teilweise in lose Faserbündel aufgetrennt, was zu einem komplexen Versagensmode führt. Infolge fehlender Matrixstützwirkung sinkt beispielsweise die Druckfestigkeit dramatisch. Stellbrink [116] empfiehlt deshalb, die Festigkeitsanalyse auf die θ -Fadenanteile seines Modells zu konzentrieren. Auf diese, vor allem auf Zug und Schub belasteten UD-Teile wendet er ein „First ply failure“-Kriterium (Kapitel 7.1) an und erhält einen unteren Grenzwert für die Bruchdehnung ε_x^R . Mit den Steifigkeiten für den Gesamtverbund (3.3.2.1.1) ergibt sich die Verbundfestigkeit. Die experimentelle Validierung ergab eine Abweichung von 15 % für Zug- und Druckfestigkeiten in Kett- und Schussrichtung. Wegen der Vernachlässigung der τ_{23} -Komponente und des Porengehalts schlägt Stellbrink als oberen Grenzwert für die Verbundschubfestigkeit R_{xy} die UD-Schubfestigkeit R_{12} vor.

Experimentelle Vergleiche ergaben um 15-23 % niedrigere (Kett-)Zugfestigkeiten bei GV-FKV im Vergleich zu UD-Laminaten mit $0^\circ/90^\circ$ Schichtaufbau. Bei der im $\pm 45^\circ$ -Zugversuch ermittelten Schubfestigkeit ist infolge der Matrixdominanz bei Schubbelastung eine gute Übereinstimmung zur rechnerischen Abschätzung festzustellen. Obwohl die Faserwelligkeit lediglich einen geringen Einfluss auf die Schubfestigkeit hat, lässt sich eine leichte Schubfestigkeitssteigerung mit zunehmender Flottierung (Vergrößerung der lineare Faserbereiche zwischen den Kett-Schuss-Verschlaufungen) ausmachen (ca. 10 % von Atlas 1/4 auf Atlas 1/7) [90].

3.3.2.2 Kennwerte unter Berücksichtigung der Gewebescherung

Findet man in der Literatur noch Veröffentlichungen zu Off-axis-Zug-/Druckversuchen von GV-FKV, so ist wegen der aufwendigen Probenherstellung wenig zu deren Eigenschaften im gescherten Zustand bekannt. Eine diesbezüglich grobe Abschätzung bieten lediglich Ergebnisse aus UD-Kreuzverbundprüfungen [2, 89, 107, 127].

Für die thermomechanische Kennwertbestimmung von gewebeverstärkten Thermoplasten existieren keine genormten Prüfverfahren. Zur Charakterisierung des Gewebescherungsverhaltens sind aus der Literatur diverse Versuchsansätze mit Scherrahmen, mit und ohne Berücksichtigung der Fadenvorspannung bekannt [105, 135-137].

In Anlehnung an folgende Normen erfolgte die im weiteren Verlauf präsentierte experimentelle Kennwertbestimmung von gescherten GV-FKV-Proben aus am IVW hergestellten Plattenmaterial. Hierfür wurden insgesamt 14 Thermoplastfolien und 12 aufzuspannende Gewebelagen mit um γ gescherten Fäden (Abbildung 3.8) alternierend, auch im Sinne einer bezüglich der Winkelhalbierenden ausgeglichenen K-/S-Faserorientierung, geschichtet und in einer Presse konsolidiert. Diese Fertigungsmethode erlaubte einen maximalen Scherwinkel von 40° . Die Auswahl von PA66, TPU4890 und GF-Gewebe 7581 (Tabelle 3.3) basiert auf Randbedingungen eines in Kapitel 7.1 eingehender beschriebenen Forschungsprojektes. Die im Rahmen dieses Projektes durchgeführte TPU-Materialentwicklung lieferte nur in Pulverform vorliegendes Prototypenmaterial, das ungeeignet für oben beschriebene Probenfertigung ist. Wegen des identischen Gewebetyps und der Prüfung ungescherter Laminatproben lassen sich zumindest die faserdominierten Kennwerte des TPU4890-Systems aus den Prüfergebnissen der weniger duktilen PA66-Proben abschätzen.

Tabelle 3.3: Komponenten analysierter GV-FKV [138, 139]

		E [GPa]	G [MPa]	ν [1]	R ^t [MPa]	ε ^{Rt} [%]	ρ [g/cm³]	φ [Vol.-%]
PA66		3,1	1131	0,37	83* (4,4 %)	18	1,14	0
TPU4890**		2,4			92	>> 18	1,25	0
E-GF		73		0,25	2300	3,3	2,54	100
Tepex101 (7581/PA66)	K	23		0,11	420	2,0	1,8	45
	S	22		0,10	380	2,0	1,8	

	Typ	Tt [tex = g/km]	d _{Filament} [μm]	Fadendichte [1/cm]	Flächengew. m _f [g/m²]	m _{f,K} / m _{f,S} [1]	t _{c, 50 Vol.-%} [mm]
Gewebe 7581 (E-GF)	EC 9 68 Atlas1/7	68	9	K: 22 S: 21	300	49 / 51	0,23

* Fließgrenze

** BFGoodrich

Zug DIN EN ISO 527 (entspricht DIN 53457) [140, 141]:

$$E_i^t = \frac{F_i'' - F_i'}{b_0 t_0 (\varepsilon_i'' - \varepsilon_i')} \quad (X', X'' \text{ und } X''' \text{ sind Meßwerte bei } 0,05 \% \quad (3.74)$$

$$\nu_{xy} = -\frac{\varepsilon_y''}{\varepsilon_x''} \quad \text{bzw. } 0,25 \% \text{ Dehnung sowie Bruchlast,} \quad (3.75)$$

$$R_i^t = \frac{F_i'''}{b_0 t_0}, \quad \varepsilon_i^{t'''} \quad i = \{x, y, 1, 2\} \quad (3.76)$$

Druck DIN 65380 [142]:

$$E_i^c = \frac{F_i'' - F_i'}{b_0 t_0 (\varepsilon_i'' - \varepsilon_i')} \quad (X', X'' \text{ und } X''' \text{ sind Meßwerte bei 10, 50 und 100 \% Bruchlast,} \quad (3.77)$$

$$R_i^c = \frac{F_i'''}{b_0 t_0}, \quad \varepsilon_i^{c'''} \quad i = \{x, y, 1, 2\} \quad (3.78)$$

Die Bestimmung der intralaminaren Schubfestigkeit am Torsionsrohr kommt dem physikalischen Kennwert am nächsten. Für Lamine, die wie im vorliegenden Fall nicht im Wickelverfahren herstellbar sind, findet der $\pm 45^\circ$ -Zugversuch Anwendung.

Schub aus $\pm 45^\circ$ -Zug DIN 65466 [143]:

$$G_{xy} = \frac{F'' - F'}{b_0 t_0 (\varepsilon_x'' - \varepsilon_x' - \varepsilon_y'' + \varepsilon_y')} \quad (X' \text{ und } X'' \text{ sind Messwerte bei 0,05 \% bzw. 0,5 \% Dehnung) \quad (3.79)$$

$$R_{xy} = \frac{F'''}{2b_0 t_0} \quad (3.80)$$

Transversale Schubprüfung [144] (Abbildung A.3):

$$G_{xz} = \frac{25F'w}{s'b_0 t_0} \quad (X' \text{ und } X''' \text{ sind Messwerte bei inter-} \quad (3.81)$$

$$R_{xz} = \frac{5F'''}{b_0 t_0} \quad \text{laminarem Scherversagen am Ende des linearen Bereichs bzw. Bruchlast,} \quad (3.82)$$

$$ILS = \frac{5F'}{b_0 t_0} \quad w = 1 \text{ mm/min Belastungsgeschwindigkeit der Prüfmaschine) \quad (3.83)$$

Sämtliche Kennwerte wurden auf einem Prüfstand bei Raumtemperatur und 50 % relativer Feuchte ermittelt. Zur Messwerterfassung kamen ein 40 kN Hydropulszylinder der Fa. Schenk mit ± 125 mm Verfahrweg, zwei Extensiomter der Fa. Sandner mit einem Messbereich von ± 5 und $\pm 2,5$ mm zur Längs- bzw. Querdehnungsermittlung sowie Standardspannwerkzeug, eine Knickstütze und eine Schervorrichtung zum Einsatz (Details vgl. Anhang A.3.1). Die Vorschubgeschwindigkeit betrug 2 mm/min bei den Zug- und Druckprüfungen und 1 mm/min beim transversalen Scherversuch. Die Bestimmung des Faservolumengehalts nach (3.84) erfolgte mit der gravimetrischen Methode durch Veraschung bei 500°C [76].

$$\varphi = 1 + \frac{\rho_f}{\rho_m} \left(\frac{m_c}{m_f} - 1 \right) \quad (3.84)$$

Breuer [10] konstatierte für verschiedene Umformgrade in einer im Thermoformverfahren hergestellten Kofferschale keine Änderung des Faservolumengehalts, weshalb er Matrixfließvorgänge in Fadenrichtung vernachlässigt. Hingegen ergaben eigene Messungen gemäß Abbildung 3.8 eine lineare Abhängigkeit zwischen dem Faservolumengehalt und dem Scherwinkel (14,3 ‰ pro Grad). Infolge der Gewebescherung und des resultierenden Anstiegs der Fadenüberdeckung bei reduzierter Fadenwelligkeit nimmt die Dicke des Organoblechs im Verhältnis zur Scherung ebenfalls linear zu ($740 \mu\text{m}/^\circ$). Für große Scherwinkel widerspricht dies den Gleichungen (5.1)-(5.3) (Details vgl. Kapitel 5.2.1) zur Beschreibung der Gewebegeometrie in einer gescherten Einheitszelle, die auf der beim Umformprozess allgemein üblichen Annahme der Volumenkonstanz basieren (Graph von (5.2) und (5.3) eingezeichnet in Abbildung 3.8). Schon Möller [105] erkannte den Widerspruch und somit maßgeblichen Einfluss der Thermoplastmatrix.

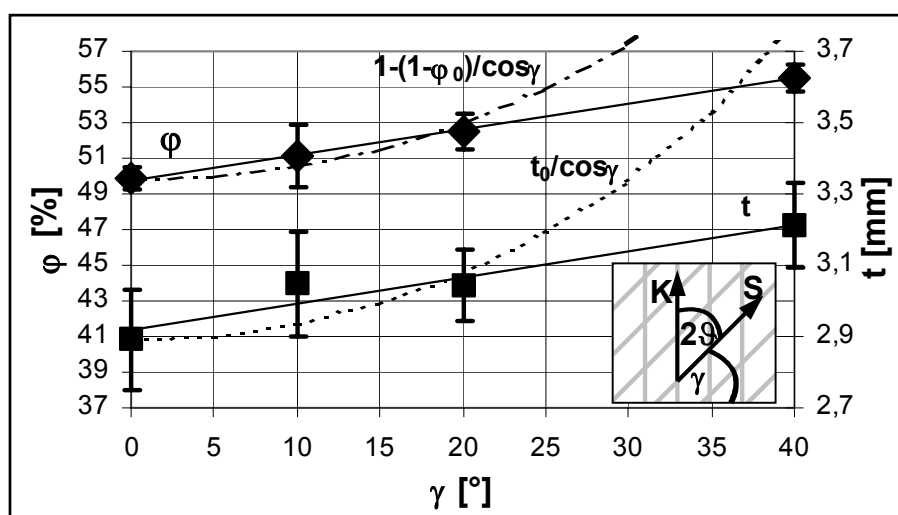


Abbildung 3.8: Faservolumengehalt und Organoblechdicke in Abhängigkeit des Scherwinkels für 7581/PA66

In den folgenden Abbildungen sind die Prüfergebnisse über dem Winkel ϑ , dem Winkel zwischen Kett- bzw. Schussfaden und der Prüfachse X ($\vartheta = [90^\circ \mp \gamma]/2$, vgl. Abbildung 3.9), aufgetragen. Die prozentuale Standardabweichung der 5 Messungen je Datenpunkt lagen im Bereich von 3-10 % bei den Zug- und Druck-Steifigkeiten sowie 1-16 % bei den entsprechenden Festigkeiten. Die Länge der Fehlerbalken liegt im Bereich der Symbolgröße, weshalb auf ihre Darstellung aus Übersichtlichkeitsgründen verzichtet wurde. Abbildung 3.9 zeigt ein Absinken der Zug- und Druck-Elastizitätsmoduli mit steigendem K-S-Winkel ϑ . Der obere Grenzwert $E_{1,UD}^t$ ist die theore-

tische Steifigkeit eines UD-Verbunds nach Gleichung (3.4) mit den Werten aus Tabelle 3.3. Der untere Grenzwert bildet die Matrixsteifigkeit E_m . Ziel der Prüfungen war eine möglichst praxisnahe Laminatcharakterisierung für ein besseres Verständnis der später durchgeführten Organoblech-Umformung, weshalb ein inkonstanter Faservolumengehalt (vgl. Abbildung 3.8) und ein ausgeglichener Gewebelagenaufbau (Ausrichtung der 12 Gewebelagen zu einer alternierenden Stapelfolge von K- und S-Fäden) bewusst gewählt wurden. Dies führt zu identischen, dem halben $E_{1,UD}^t$ -Steifigkeitsbetrag entsprechenden Kennwerten in 1- und 2-Richtung des ungescherten GV-FKV. Der Verlauf des Zug-E-Moduls erinnert an das Verhalten von UD-Winkerverbunden. Als Folge des ansteigenden Faservolumengehalts lässt sich der nicht asymptotische Verlauf für Winkel über 45° und sein Annähern an den theoretischen Wert $E_{2,UD}^t$ nach (3.16) erklären. Den allgemeinen Trend bestätigt der Verlauf des Druck-E-Moduls mit Ausnahme der Winkel 35° und 40° . Bei diesen Proben traten Brüche knapp außerhalb der Knickstütze auf, weshalb von einer unzureichenden Dehnungsmessung auszugehen ist. Der Steifigkeitsanstieg entlang der Winkel größer 45° kann auf den ansteigenden Fasergehalt und auf Schubkopplungseffekte zurückgeführt werden, deren Einfluss im Druckbereich dominanter erscheinen als bei Zugbelastung.

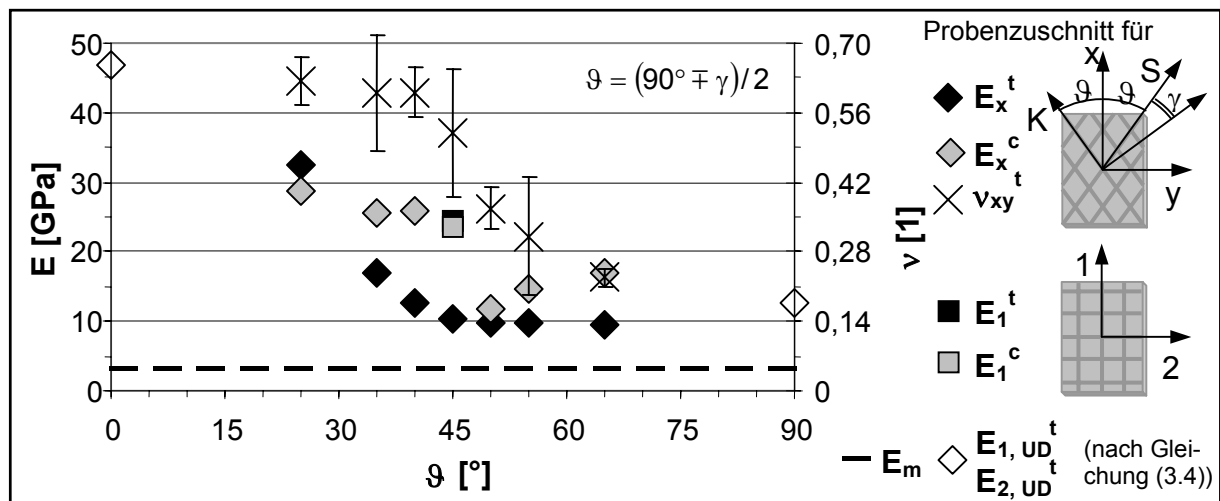


Abbildung 3.9: Zug- und Druck-Steifigkeiten sowie Querdehnungszahl von 7581/PA66 in Abhängigkeit des Scherwinkels

In Abhängigkeit des Winkels ϑ verhalten sich die Zug- und Druck-Festigkeiten analog zu den Steifigkeiten (Abbildung 3.10). Vergleicht man R_1^t mit dem theoretischen UD-

Kennwert $R_{1,UD}^t$ nach Gleichung (3.30), so überrascht das niedrige Festigkeitsniveau des Atlas1/7-verstärkten FKV. Die Beträge der Zug- und Druckfestigkeiten liegen eng beieinander. Im allgemeinen ist die Druckfestigkeit experimentell schwer zu ermitteln und wird stark von Material und Geometrie der Aufleimer sowie der Prüfmethode (bis zu 30 % bzw. 60 % Messwertunterschiede) beeinflusst [133]. Nachvollziehbar ist das Zugbruchdehnungsmaximum beim ungescherten Gewebe in 45°-Ausrichtung. Streck- und Verfestigungseffekte sind verantwortlich für die große Standardabweichung. Mit zunehmender Scherung γ steigen Faserverdrehung bzw. -biegung, weshalb die Bruchdehnung abnimmt. Keine Erklärung konnte für die niedrige Bruchdehnung bei $\vartheta = 50^\circ$ gefunden werden. Die Sensitivität hinsichtlich eines fehlerhaft orientierten Zuschnitts bzw. einer uneinheitlichen Scherung bei der Probenherstellung beträgt maximal 20 %, basierend auf [127] und einer unterstellten, äußerst konservativ abgeschätzten Winkelabweichung von 15° .

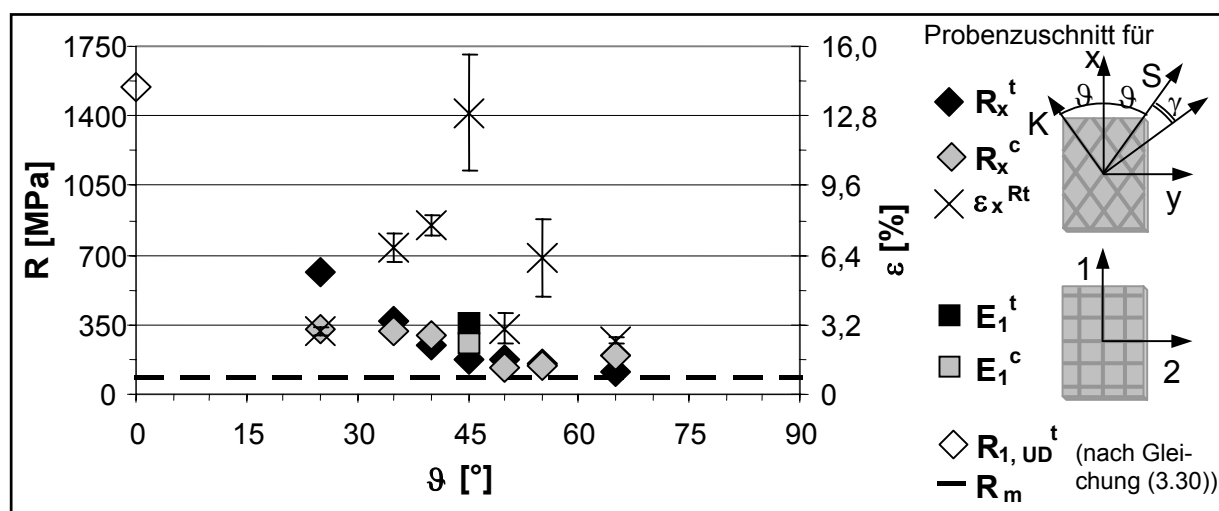


Abbildung 3.10: Zug- und Druck-Festigkeiten sowie Zug-Bruchdehnung von 7581/PA66 in Abhängigkeit des Scherwinkels

Die Bestimmung der interlaminaren Schubkennwerte kann an einer gekerbten Zugprobe, im Kurzbiegeversuch oder durch Schneidbeanspruchung erfolgen. Am gebräuchlichsten ist der Dreipunkt-Kurzbiegeversuch. Bei kleinen Auflagerabständen wird zwar von Schubversagen vor Eintreten des Biegeversagens ausgegangen, genauere Analysen zeigten jedoch, daß die Fasern in duktiler Matrix infolge überlagerter, mehraxialer Spannungszustand unter dem Druckstempel ausknicken [133]. Seine Berechtigung hat der leicht durchzuführende Kurzbiegeversuch zumindest in

der Qualitätssicherung. Vielversprechend erschien die transversale Schubprüfung wegen ihrer definierten xz-Scherebene bei Probendicken über 1,5 mm. Da die auf diese Weise ermittelten Kennwerte des Verbunds niedriger als die der reinen Matrix sind, erlaubt auch dieser Versuch zumindest für die Schubmoduli lediglich einen qualitativen Vergleich der Lamine zu einander (Abbildung 3.11). Tendenziell lässt sich eine Abnahme der Kennwerte mit steigendem Winkel ϑ feststellen.

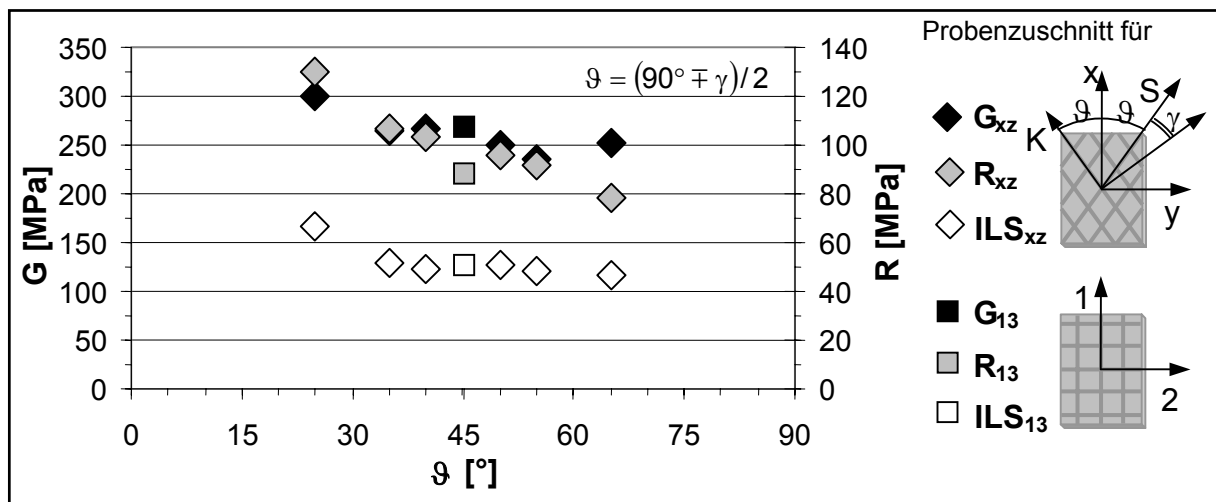


Abbildung 3.11: Interlaminare Schubmoduli und Festigkeiten von 7581/PA66 in Abhängigkeit des Scherwinkels

Abbildung 3.12 stellt die Laminatkennwerte der beiden Verbunde mit PA66-Matrix und der vergleichsweise duktileren TPU4890-Matrix gegenüber. Mit Ausnahme der in Faserrichtung gemessenen Differenz bei Zugsteifigkeit und -bruchdehnung von

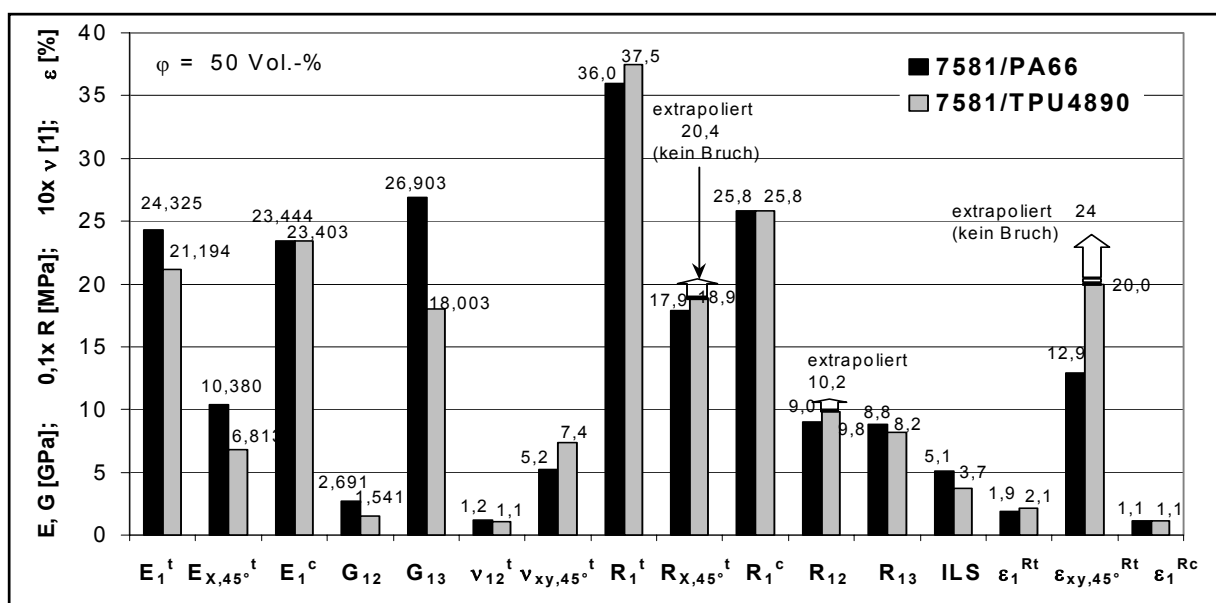


Abbildung 3.12: Vergleich der Kennwerte von 7581/PA66 und 7581/TPU4890

-13 % bzw. +12 % wurden keine signifikanten Unterschiede bei den faserdominierten Kennwerten R_1^t , E_1^c , R_1^c und ε_1^{Rc} festgestellt. Beim $\pm 45^\circ$ -Zugversuch steht der matrixdominierte Schubanteil im Vordergrund, weshalb der Zugsteifigkeit um -34 % abfällt. Am Ende des Dehnungsbereichs des Extensimeters (20 %) war noch kein Bruchversagen bei den TPU-Proben feststellbar. Anhand der Spannungs-Dehnungs-Kurven wurden $R_{x,45^\circ}^t$ auf 204 MPa, R_{12} auf 10,2 MPa und $\varepsilon_{xy,45^\circ}^{Rt}$ auf 24 % extrapoliert, was einem Anstieg von +14 %, +13 % bzw. +86 % gegenüber den PA66-Proben entspricht. Der Schubmodul G_{12} sank um -43 %. Das den Festigkeitsunterschied erklärende Erreichen des Gewebelockierungswinkels in Verbindung mit Streck- und Verfestigungseffekten lässt sich anhand der sich abrupt einstellenden Steigungsänderung in den Messkurven ab einer Schubspannung von 60 MPa bei 23 % Scherung belegen (Abbildung A.5). Der Vergleich des interlaminaren Schubverhaltens von 7581/PA66 und 7581/TPU4890 zeigt ebenfalls ein um bis zu 33 % niedrigeres Steifigkeits- und ILS-Niveau. Der Unterschied bei der Festigkeit R_{13} ist mit 7 % sehr gering, was auf ein ähnliches Delaminationsverhalten schließen lässt.

3.4 Festigkeitskriterien

3.4.1 Versagen in Einzelschicht

Entgegen Kapitel 7.1 orientiert sich die Definition des Materialkoordinatensystems für die im weiteren vorgestellten Modelle an der Konvention der FE-Eingabedaten (Abbildung 3.13). „x“ entspricht der Faserrichtung in einer UD-Einzelschicht, senkrecht dazu sind „y“ in der Ebene und „z“ in Schichtdickenrichtung definiert. Im Vergleich zum Gesamtlaminat- bzw. FE-Elementkoordinatensystem „1, 2, 3“ beschreibt das Material- bzw. Schichtkoordinatensystem eine ebene Drehung um den Winkel θ .

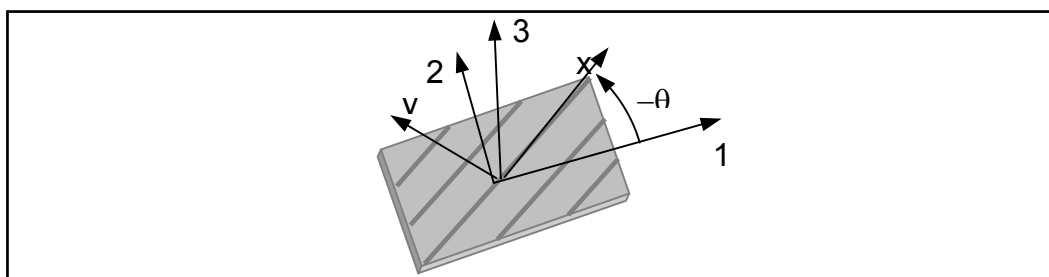


Abbildung 3.13: Materialkoordinatensystem der unidirektionalen Schicht

Versagen bedeutet im Zusammenhang mit FKV zumeist eine Strukturbelastung über die Festigkeitsgrenzen hinaus. Dieses Kapitel fasst die in der Literatur geläufigsten

Bewertungskriterien mehraxialer Spannungszustände zusammen (Tabelle 3.4). Prinzipiell gibt es mikroskopische und makroskopische Ansätze. Darüber hinaus kann Versagen einer Struktur auch das ledigliche Überschreiten zulässiger Maximalverformungen u.U. ohne bleibende Laminatschädigung bedeuten.

Mikroskopische Ansätze betrachten FKV als inhomogene, aus Fasern und Matrix bestehende Kontinua, die durch mechanische und geometrische Eigenschaften charakterisiert werden. Es wird in *matrixdominierte* und *faserdominierte Versagensmodi* unterschieden. Bei ersteren versagt eine quer zur Faserrichtung überbeanspruchte UD-Schicht innerhalb der Matrix oder Faser-Matrix-Grenzschicht durch einfachen Trennbruch. Der Rissfortschritt endet am Rand der benachbarten UD-Schicht mit lastparalleler Faserrichtung. Eine Lastumverteilung erfolgt, bis auch diese Schicht ihre Festigkeit überschreitet. Gleichzeitig werden in einigem Abstand vom Riss durch Schubübertragung wieder Lasten in die geschädigte Schicht eingeleitet. Gegebenenfalls wird wiederum die Bruchdehnung überschritten und es bildet sich auf diese Weise ein charakteristisches Rissmuster aus (Characteristic Damage State CDS). *Faserdominierte Versagensmodi* resultieren aus Schubspannungskonzentrationen an Faserbruchstellen, die zu lokalem Verlust der Faser-Matrix-Haftung, Nukleation eines Mikrorisses in spröder Matrix bzw. plastische Formänderung in duktiler Matrix führen können. Delamination resultiert aus an freien Rändern auftretenden interlaminaren Spannungen (Faustregel: Abklingen der Spannungen innerhalb eines der Proben- bzw. Bauteilwanddicke entsprechenden Randabstands), die durch unterschiedliche Querdehnzahlen und Schubkopplung hervorgerufen werden.

Makroskopische Ansätze fassen FKV als homogenes, anisotropes Kontinuum auf. UD-verstärkte FKV stellen bei gleichmäßiger Faserverteilung in der Matrix den orthotropen, transversal isotropen Sonderfall dar. Eine erste nennenswerte FKV-schädigung („first ply failure“) lässt sich durch Ausbildung eines „Knies“ im Spannungs-Dehnungs-Diagramm beobachten. Lamine mit verschiedenen Schichtwinkeln erzeugen einen mehrfach geknickten Kurvenverlauf [78].

Den durch äußere Lasten induzierten Spannungen werden häufig Eigenspannungszustände infolge Feuchteaufnahme und verfahrensbedingter Verzerrungseinfrierung bei Komponenten mit unterschiedlichen Thermalausdehnungskoeffizienten überlagert [145-149]. Auf resultierende Schädigungen wird im weiteren nicht eingegangen.

Tabelle 3.4: Vergleich unterschiedlicher Versagenskriterien [150, 151]

Name / Autor d. Festigkeitskrit.	Degradation	Versagens-mode	Kriterium
Maximale Spannung	-	alle Spannungs-komponenten	Vergleich Spannungskomponente mit zugehöriger Festigkeit
Maximale Verzerrung	-	alle Dehnungs-komponenten	Vergleich Dehnungskomponente mit zugehöriger Bruchdehnung
Azzi-Tsai / Tsai-Hill	-	nur Zug oder nur Druck	$\left(\frac{\sigma_x}{R_x}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_y}{R_y}\right)^2 - \frac{\sigma_x \sigma_y}{R_x^2} + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}}\right)^2 = 1$
Puck Bruchkriterium	-	Faserbruch (FB), Matrixbruch (MB), nur Zug (t) oder nur Druck (c)	FB: $\left(\frac{\sigma_x}{R_x}\right)^2 = 1$ MB: $\left(\frac{\sigma_x}{R_m}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_y}{R_y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}}\right)^2 = 1$
Tsai-Wu *		globale Betrachtung ob, nicht welches Versagen	$\left(\frac{\sigma_x}{R_x^t R_x^c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_y}{R_y^t R_y^c}\right)^2 + \left(\frac{1}{R_x^t} - \frac{1}{R_x^c}\right) \sigma_x + \left(\frac{1}{R_y^t} - \frac{1}{R_y^c}\right) \sigma_y + \frac{2F_{12} \sigma_x \sigma_y}{\sqrt{R_x^t R_x^c R_y^t R_y^c}} + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}}\right)^2 = 1$
	nach 3.3.1 mikro-mech. Bestimmung von E_y , G_{xy} mit $0,15 \nu_{xy}$, $0,15 E_m$, $0,01 E_x$, $0,01 E_y$, $0,01 G_{xy}$, $0,01 \nu_{xy}$	modifiziert für MB: MB, $\varepsilon_y > 0$ MB, $\varepsilon_y < 0$	$\left(\frac{\sigma_y}{R_y^t R_y^c}\right)^2 + \left(\frac{1}{R_y^t} - \frac{1}{R_y^c}\right) \sigma_y + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}}\right)^2 = 1$
Hashin	-	FB, t	$\left(\frac{\sigma_x}{R_x^t}\right)^2 + \frac{\sigma_{yz} + \sigma_{xz}}{R_{xz} R_{yz}} = 1$
		FB, c	$\left(\frac{\sigma_x}{R_x^c}\right)^2 = 1$
		MB, t (für $\sigma_y + \sigma_z > 0$)	$\frac{(\sigma_y + \sigma_z)^2}{(R_y^t)^2} + \frac{\sigma_{xy}^2 - \sigma_y \sigma_z}{(R_{xy})^2} + \frac{\sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2}{(R_{yz})^2} = 1$
		MB, c (für $\sigma_y + \sigma_z > 0$)	$\left(\left(\frac{R_y^c}{2R_{xy}}\right)^2 - 1\right) \frac{\sigma_y + \sigma_z}{R_y^t} + \frac{(\sigma_y + \sigma_z)^2}{4(R_{xy})^2} + \frac{\sigma_{xy}^2 - \sigma_y \sigma_z}{(R_{xy})^2} + \frac{\sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2}{(R_{yz})^2} = 1$
Chamis *	$E_m = E_m'$ (kleiner Wert), damit Laminatkennwerte Neuberechnet (3.3.1)	MB	$\left(\frac{\sigma_y}{R_y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}}\right)^2 = 1$
Hart-Smith *	-	LB, t, c FB, S LB, S	$\sigma_x = R_x^t, \quad \sigma_x = R_x^c$ Tresca-Kriterium $\sigma_{xy} = R_{xy}$

Grant-Sanders *	-	Laminatbruch (LB)	$\sigma_x = R_x^t, \quad \sigma_y = R_y^t$ (= Maximalspannungskriterium)
	-	LB, t(x, y)	$\sigma_x = R_x^c, \quad \sigma_y = R_y^c$
	-	LB, c(x, y)	$\sigma_{xy} = R_{xy}$
	$\beta_1 E_y, \beta_2 G_{xy}, \beta_3 \nu_{xy}$ β_i empirisch, mit steigender Dehnung abnehmend	LB, Schub (S) LB, t(y) & S LB, c(x) & S Delamination	$\left(\frac{\sigma_y}{R_y^t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}}\right)^2 = 1 \quad \left(\frac{\sigma_x}{H_{1c}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}}\right)^2 = 1$ $\sigma_{xy} t_e > \omega_r$
Puck Wirkebenen-kriterium *	-	FB, t	$\frac{1}{\varepsilon_x^t} \left(\varepsilon_x + \frac{\nu_{f,xy}}{E_{f,x}} m_{of} \sigma_y \right) = 1$
	-	FB, c	$\frac{1}{\varepsilon_x^c} \left \left(\varepsilon_x + \frac{\nu_{f,xy}}{E_{f,x}} m_{of} \sigma_y \right) \right = 1 - (10 \gamma_{yx})^2$
	$\eta E_y, \eta G_{xy}, \eta \nu_{xy}$	MB, t (Mode A, Querkzug)	$\sqrt{\left(\frac{\sigma_{yx}}{R_{yx}}\right)^2 + \left(1 - p_{21}^{(+)} \frac{R_y^t}{R_{yx}}\right)^2 \left(\frac{\sigma_y}{R_y^t}\right)^2} + p_{21}^{(+)} \frac{\sigma_y}{\sigma_{yx}} = 1 - \frac{\sigma_x}{\sigma_{x,D}}$
	$\eta_1 E_y, \eta_1 G_{xy}, \eta_1 \nu_{xy}$	MB, c (Mode B, moderater Querkdruck)	$\frac{1}{R_{yx}} \left(\sqrt{\sigma_{yx}^2 + \left(p_{21}^{(-)} \sigma_y\right)^2} + p_{21}^{(-)} \sigma_y \right) = 1 - \frac{\sigma_x}{\sigma_{x,D}}$
	$\eta > \eta_1$ mit steigender Spannung abnehmend	MB, c (Mode C, starker Querkdruck)	$\left(\left(\frac{\sigma_{yx}}{2(1 + p_{21}^{(-)}) R_{yx}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_y}{R_y^c} \right)^2 \right) \frac{R_y^c}{\sigma_y} = 1 - \frac{\sigma_x}{\sigma_{x,D}}$
Rotem *	-	LB, t	$\sigma_x = R_x^t$
	-	LB, c	$\sigma_x = R_x^c$
	$E_y=0, G_{xy}=0, E_y=\exp(-k\varepsilon_y)$	MB	$\left(\frac{E_m(\varepsilon_x) \varepsilon_x}{R_m} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_y}{R_y} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xy}}{R_{xy}} \right)^2 = 1$
Rotem-Hashin *	-	LB, t(x, y)	$\sigma_x = R_x^t, \quad \sigma_y = R_y^t$
	-	LB, c(x, y)	$\sigma_x = R_x^c, \quad \sigma_y = R_y^c$
	$E_y=0, G_{xy}=0$	MB, S	$\sigma_{xy} = R_{xy}$
	$E_y=0$	MB, t/c	

* Evaluierung der markierten Kriterien in [151] anhand einheitlicher Lamine und Lastfälle (vgl. 3.4.2)

Ein Festigkeitskriterium zur Evaluierung des dreidimensionalen Spannungszustandes sollte die oftmals unterschiedlichen Festigkeiten bei Zug und Druck berücksichtigen und den zu erwartenden Versagensmode im Bauteil vorhersagen können. Kriterien, die den Versagensmode nicht abschätzen können, werden „Pauschalkriterien“, die übrigen „differenzierende Kriterien“ genannt. Lineare Kriterien sind das *Maximalspannungs-* und das *Verzerrungskriterium* [107]. Beide vergleichen jede Spannungs- bzw. Dehnungskomponente mit der zugehörigen Festigkeit bzw. Bruchdehnung.

Quadratische und bereichsweise quadratische Kriterien basieren auf dem *Gestaltänderungskriterium* (von *Mises-Hencky-Huber-Kriterium*) für isotrope Werkstoffe. Durch Einführung festigkeitsbasierter Koeffizienten erweiterte *Hill* dieses *Kriterium* für anisotrope Werkstoffe. Das *Azzi-Tsai*- oder *Tsai-Hill-Kriterium*, dessen $\sigma_x\sigma_y$ -Koeffizient (Interaktionsterm) verschiedentlich variiert wurde, schränkt dieses wiederum auf transversal isotrope Werkstoffe ein [107, 152]. Das *Bruchkriterium* von *Puck* differenziert zwischen Faserbruch (Vernachlässigung von σ_y und σ_{xy}) und Matrixbruch unter Außerachtlassung des Interaktionsterms [153]. Der entlang der x-Richtung als Ellipsoid mit entsprechend der Matrixfestigkeit abgeschnittenen Enden darstellbare Versagungskörper gestattet wie die bisher genannten quadratischen Kriterien keine Unterscheidung zwischen Zug- und Druckrichtung. Puck und Azzi-Tsai empfehlen bei auftretenden Druckspannungen die Druckfestigkeiten anzusetzen.

Die bekanntesten tensorpolynomischen Kriterien sind die von *Goldenblat und Kopnov* (Potenzreihe mit Tensorkoeffizienten) sowie deren Vereinfachung von Tsai und Wu (Abbruch nach dem quadratischen Glied, Exponent = 1). Die Reduzierung auf 12 Koeffizienten beim *Tsai-Wu-Kriterium* (3.85) basiert auf folgende Annahmen: bezüglich Versagen entkoppelte Normal- und Schubspannungen, untereinander entkoppelte Schubspannungskomponenten und vom Vorzeichen unabhängiges Schubversagen [154]. Unterschreitet das Polynom ζ den Wert 1, wird von einer intakten Struktur ausgegangen. In manchen Fällen druckbelasteter Strukturen wird ein Wert unter 1 ermittelt, obwohl die Druckfestigkeit bereits überschritten wurde. In der Praxis empfiehlt sich deshalb, dieses Kriterium kritisch, ingenieurmäßig dahingehend zu verwenden, überbeanspruchte Bauteilbereiche zu erkennen. In diesen Stellen sollten dann Detailanalysen mit dem Maximalspannungskriterium vorgenommen werden, die im Gegensatz zum den globalen 3D-Schädigungsstatus beschreibenden Polynomwert des Tsai-Wu-Kriteriums eine Interpretation hinsichtlich konstruktiver Bauteilverbesserungen erlauben.

$$\zeta = -(A/2B) + \sqrt{(A/2B)^2 + 1/A} \quad (3.85)$$

$$A = F_{11}\sigma_{11}^2 + F_{22}(\sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2) + 2F_{12}(\sigma_{22} + \sigma_{33})\sigma_{11} + F_{23}(\sigma_{22}\sigma_{33}) + F_{66}\sigma_{13}^2$$

$$B = F_1\sigma_{11} + F_2\sigma_{22} + F_3\sigma_{33}$$

$$F_1 = \frac{1}{R_1^t} - \frac{1}{R_1^c} \quad F_2 = \frac{1}{R_2^t} - \frac{1}{R_2^c} \quad F_3 = \frac{1}{R_3^t} - \frac{1}{R_3^c} \quad (3.86)$$

$$F_{11} = \frac{1}{R_1^t R_1^c} \quad F_{22} = \frac{1}{R_2^t R_2^c} \quad F_{66} = \frac{1}{R_{12}^2} \quad (3.87)$$

$$F_{12} = -0,5 \sqrt{F_{11} \cdot F_{22}} \quad (3.88)$$

$$F_{23} = -0,5 F_{22} \quad (3.89)$$

Das *Hashin-Kriterium* unterscheidet Faser- und Matrixversagen jeweils im Zug- und Druckbereich [155]. Es wurde von Chang hinsichtlich nichtlinearem Schub erweitert [156]. Das *Wirkebenenkriterium* von Puck berücksichtigt neben Faserzug-, Faserdruck- und Matrixbruch auch die Bruchrichtung (bruchgefährdete Wirkebene), die die Erfassung von durch Zwischenfaserbruch eintretendem Totalversagen des Laminats erlaubt [153, 157]. Letzteres bedingt allerdings die Eingabe einer Vielzahl zusätzlicher, schwer ermittelbarer Kennwerte und ist somit in der Praxis kaum anwendbar.

3.4.2 Totalversagen des Laminats - Degradationsmodelle

Gemessen an der Bruchlast treten im FKV oftmals schon bei niedrigerem Lastniveau Schäden, insbesondere transversale Matrixschädigungen in Schichten auf, deren Fasern quer zur Lastrichtung angeordnet sind. Die klassische Laminattheorie erlaubt eine Festigkeitsauslegung von FKV-Strukturen nur bis zum Versagen einer ersten Schicht („first ply failure“ FPF). Solange die Tragfähigkeit der gesamten Struktur intakt bleibt, kann in vielen Fällen ein Versagen einzelner Schichten toleriert werden. Eine Auslegung bis zum Strukturversagen („last ply failure“ LPF) gestattet i.d.R. eine weitere Gewichtsreduktion im Bauteil. In der LPF-Auslegung werden den geschädigten und somit diskontinuierlichen Schichten Eigenschaften kontinuierlicher Schichten mit degradierten Kennwerten zugeordnet. Eine Schleife aus Neuberechnung und Auswerteroutine, die ggf. eine weitere Degradation der jeweils nächstliegenden Schicht zur Folge hat, wird solange fortgeführt, bis in einer Schicht mittels Festigkeitskriterium ein Intaktbleiben derselben oder aber das Gesamtstrukturversagen postuliert werden kann.

In „*Ply discount*“-Modellen werden in den versagten Schichten sämtliche Steifigkeitskennwerte zu Null gesetzt. Sie existieren im Modell demnach lediglich als nichttragende Geometrie. Das „*Limited ply discount*“-Modell unterscheidet zwischen Matrix-

und Faserbruch. Werden bei Faserbruch wiederum sämtliche Steifigkeiten eliminiert, so sind dies im Fall des transversalen Matrixbruchs lediglich transversale Steifigkeit, Schubsteifigkeit und Querdehnung [150]. Tsai [151] schlägt hierzu einen konstanten Degradationsfaktor (für E_y , G_{xy} und ν_{xy} sowie den Interaktionsterm) vor, was der physikalischen Annahme eines sofort eintretenden stabilen Zustands der Riss sättigung (CDS) bei FPF entspricht. Das durch Matrixbruch begünstigte Faserknicken berücksichtigt er durch eine Druckfestigkeitsdegradation von $D^{0,2}$. Der empirische Faktor D wird in der Regel zu 0,3 gesetzt. Deutlich aufwendiger ist das von Puck [158] vorgeschlagene, bereits zu den Schädigungsmodellen zählbare Modell mit einer Überbeanspruchung als Schädigungsgröße und ihrer aufwendig empirisch zu ermittelten Abhängigkeit von einem Degradationsfaktor.

Die *Methoden der Zustandsvariablen* beschreiben Schädigungsvorgänge. Thionnet et al. [159] schlagen zur Charakterisierung transversaler Matrixrisse das Verhältnis aus Risslänge zu durchschnittlichem Rissabstand vor. Talreja [160] integriert bei seinem allgemeinen Schädigungsmodell in einem Tensor zweiter Stufe Größe und Orientierung des Schädigungskörpers (z.B. Matrixriss). Das Modell verspricht eine ausgezeichnete Abschätzung des Degradationsverhaltens. Zur Bestimmung der Schädigungsgrößen ist, wiederum ein hoher experimenteller Aufwand zu betreiben.

Sleight vergleicht verschiedene LPF-Kriterien und ihre FE-Implementierung [150]. In [151] werden neben weiteren die in Tabelle 3.4 mit * markierten Kriterien von ihren Entwicklern beschrieben und anhand mehrerer Lastfälle an 14 einheitlichen, praxisnahen Laminataufbauten evaluiert. Der Vergleich mit experimentellen Daten soll in einer späteren Veröffentlichung folgen. Im Vergleich zu den 12 übrigen Kriterien wurde mit dem Tsai-Wu-Kriterium ein Strukturversagen bei einem Lastniveau ermittelt, das in fast allen Lastfällen marginal unter dem Kriteriumsdurchschnitt lag. Sein Ruf als konservatives Auslegungskriterium bestätigt sich sowohl bei der FPF- wie auch der LPF-Auslegung. Die Ausnahme bildet der bereits diskutierte Fall der biachsialen Druckbelastung, bei dem im Vergleich zu den übrigen Kriterien eine signifikante Überschätzung der Bruchlast vorliegt, welche durch das Wirkebenenkriterium von Puck nochmals um 50 % übertroffen wird. Insbesondere die Ergebnisse des $(\pm 55^\circ)_s$ -GFK-Laminataufbaus, der einem Standardlaminataufbau in Druckrohranwendungen nachempfunden ist, ermutigten zur Anwendung des Tsai-Wu-Kriteriums in

den Druckbehälterbeispielen in Kapitel 4. Der Vergleich des je Kriterium errechneten maximal verträglichen Lastniveaus ergab für das Tsai-Wu-Kriterium hinsichtlich FPF einen durchschnittlichen Wert und hinsichtlich LPF bedingt durch die konstante Degradation das konservativste Ergebnis je Lastfall (nur unterschritten durch das im Zugbereich unrealistisch niedrige Werte liefernde Rotem-Kriterium). Der maximale Bruchlastunterschied bei LPF betrug in diesem Fall 870 %. Ein weiteres Argument für die bevorzugte Anwendung des Tsai-Wu-Kriteriums neben seines konventionellen Auslegungcharakters ist seine relativ einfache Handhabung und dementsprechend weite Verbreitung, da „nur“ Laminatsteifigkeits- und Festigkeitskennwerte und nicht wie bei vielen der genannten Kriterien zusätzliche Kennwerte der Einzelkomponenten, Bruchmechanik und sonstige, in der Praxis kaum zur Verfügung stehende Parameter gefordert sind.

4 Auslegung zylindrischer Vollkunststoff-Druckbehälterbauweisen

4.1 UD-spezifische Fragestellungen

Die Auslegung UD-verstärkter FKV-Strukturen mit Hilfe analytischer Modelle im Vergleich zur Finite-Elemente-Methode wird im weiteren für zylindrische Vollkunststoff-Druckbehälter erörtert und mit Ergebnissen der Behälterberstprüfung validiert [25, 102, 161]. Bezüglich einer Auslegung FKV-verstärkter Metalliner (CNG-2, -3) wird auf [38, 162-166] verwiesen.

Für eine schnelle Grob- bzw. Vordimensionierung können nach Einführung von Sicherheitsfaktoren selbst die einfachsten analytischen Modelle durchaus brauchbare Ergebnisse liefern. Sollen detailliert und beispielsweise innerhalb der Produktpalette einer Firma nicht standardisierbare lokale Geometrieeffekte (z.B. Krafteinleitungselemente), Materialeinflüsse (Kriechen) oder verbindungstechnische Fragestellungen (zwischen metallischen Einlageteilen und tragender FKV-Struktur) sowie Fertigungsparameter (Faserorientierung) in der Auslegung Berücksichtigung finden, beeinträchtigt die Komplexität der analytischen Modelle den Ingenieur in seiner in der Praxis geforderten zeiteffektiven Behälterauslegung. Die FE-Analyse erscheint durch ihre fast beliebig detaillierbare und somit hinsichtlich Komplexität kontrollierbare Modellauflösung zur zumindest qualitativen Beurteilung verschiedener Behältervarianten hinsichtlich Werkstoffausnutzung und Gewichtsminimierung zielführender.

Bauweisenorientiertes Ziel ist, in enger Verknüpfung mit der Fertigungstechnik kritische Teilstrukturen nach Konstruktion und Berechnung durch experimentelle Untersuchungen zu verifizieren und auf diese Weise anwendungsnah zu entwickeln. Darüber hinaus müssen langfristig, zur weiteren Effizienzsteigerung der Auslegung mehr und mehr prozessbedingte Beanspruchungen wie beispielsweise aus dem Autofrettageprozess resultierende Eigenspannungen im Falle nassgewickelter Metalldruckbehälter verstanden und in der Analyse Berücksichtigung finden. In einem aktuellen Forschungsprojekt, das auf der im folgenden vorgestellten Berechnungsmodulentwicklung zur Auslegung beliebiger Vollkunststoff-Druckbehälter aufsetzt, wird das Laststeigerungspotential der auch beim Thermoplastwickeln auftretenden Eigenspannungen in Abhängigkeit verschiedener Fertigungsparameter analysiert [167]. Durch die parametrische, dreidimensionale Modellierung mit geschich-

teten Volumenelementen und die dadurch vorgenommene Auflösung der tragenden Tankstruktur in die einzelnen Wickellagen können im genannten Berechnungsmodul durch die Variation des Lagenaufbaus beliebige Domgeometrien hinsichtlich Gewicht und Werkstoffausnutzung optimiert werden. Es werden lokale Geometrieeffekte und Fertigungsparameter wie Wickelmusterrandbedingungen und die im Dom veränderliche Faserorientierung berücksichtigt [161, 168].

4.2 Anforderungen

Die Konzipierung von Druckbehälterbauweisen beginnt gewöhnlich mit der Linerkonstruktion und der zugehörigen Materialentscheidung zwischen Metall und Kunststoff. Für im Rotationssinterverfahren hergestellte Kunststoffliner ist ein Werkzeugaufmaß zur Kompensation des Konsolidierungsschrumpfes von 3 % zu berücksichtigen. Der zumindest bei Hochdruckanwendungen erforderliche Liner lässt sich zu meist in einen zylindrischen Teil und zwei dessen Öffnungen verschließende Dome (auch Polkappen oder Böden genannt) mit konkaver oder konvexer Geometrie untergliedern (Abbildung 4.1). Nicht stetige Übergänge zwischen Zylinder und Dom, letzterer bewirkt unter Innendruck eine Behälteraxialdehnung, erfordern zusätzliche Konstruktionselemente. Knaust entwickelte ein auf Netz- (NT) und Kontinuumstheorie (KT) beruhendes numerisches Optimierungsprogramm für Domkonturen und bewies, dass für einen vollumwickelten Behälter (CNG-3, -4) die optimale Domgeometrie einem Isotensoid entspricht [169]. Zimmermann analysierte nach NT und KT mit unterschiedlichen Annahmen berechnete Domkonturen. Der KT-Ansatz ohne Transversalspannungsübertragung führte im Gegensatz zur KT ohne Schubspannungsübertragung zu ähnlichen Ergebnissen wie die NT, welche den Dehnungsmessungen zwar am nächsten, jedoch nicht zufriedenstellend nah kam [170, 171]. Die flachbauende Form des Isotensoids umschließt ein geringeres Volumen als der Kugeldom weshalb bei gleicher Gesamtlänge ein Behälter mit Isotensoiddomen ein größeres Fassungsvermögen als ein Behälter mit Kugeldomen und somit eine effektivere Nutzung des Bauraums ermöglicht.

Der FKV-Lagenaufbau der Tragschicht unterteilt sich durch die bezüglich des Meridians definierten Wickelwinkel $\pm\omega$ in die lateralen Umfangs- ($\pm 70^\circ$ bis $\pm 90^\circ$) und meridialen Kreuzwicklungen ($\pm 10^\circ$ bis $\pm 70^\circ$), wobei ein alternierender Aufbau aus

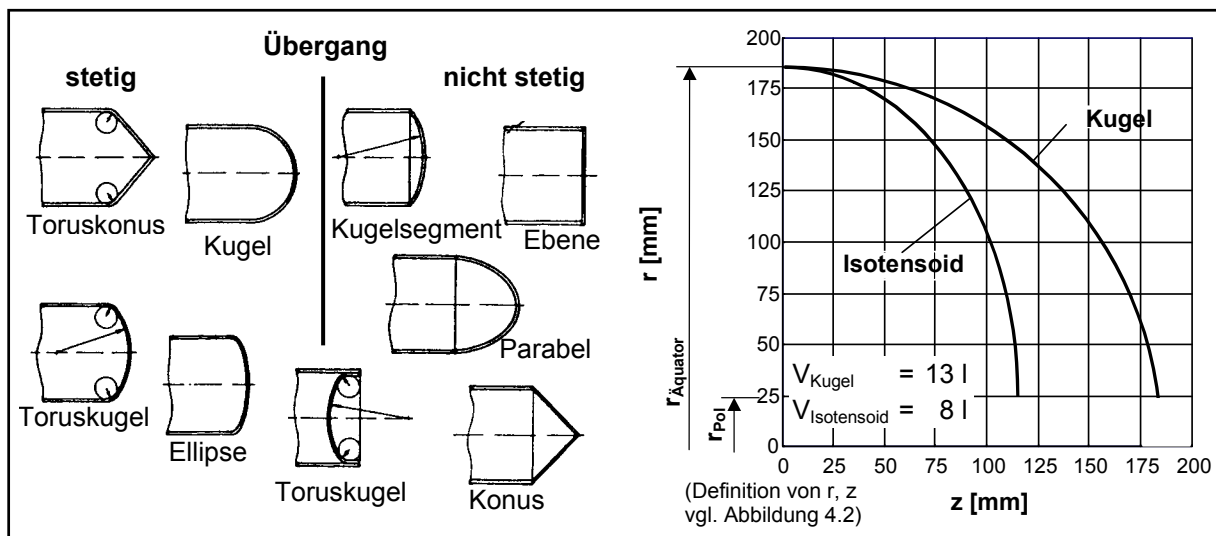


Abbildung 4.1: Domgeometrien zylindrischer Druckbehälter [25, 172]

Kreuz- und Umfangslagen zur Kompaktierung des Laminats und Reduzierung von Lunkern zu bevorzugen ist. Ferner muss ein Berstversagen im zylindrischen Bereich durch eine im Vergleich zum Dom schwächer dimensionierte Zylindertragschicht gewährleistet werden. Üblicherweise treten im Zylinder-Dom-Übergang (ZDÜ) Spannungsspitzen durch überlagerte Biegemomente auf, die durch möglichst weit in den Dom hineinreichende Umfangslagen (begrenzt durch zunehmende Faserrutschneigung) kompensiert werden können [38].

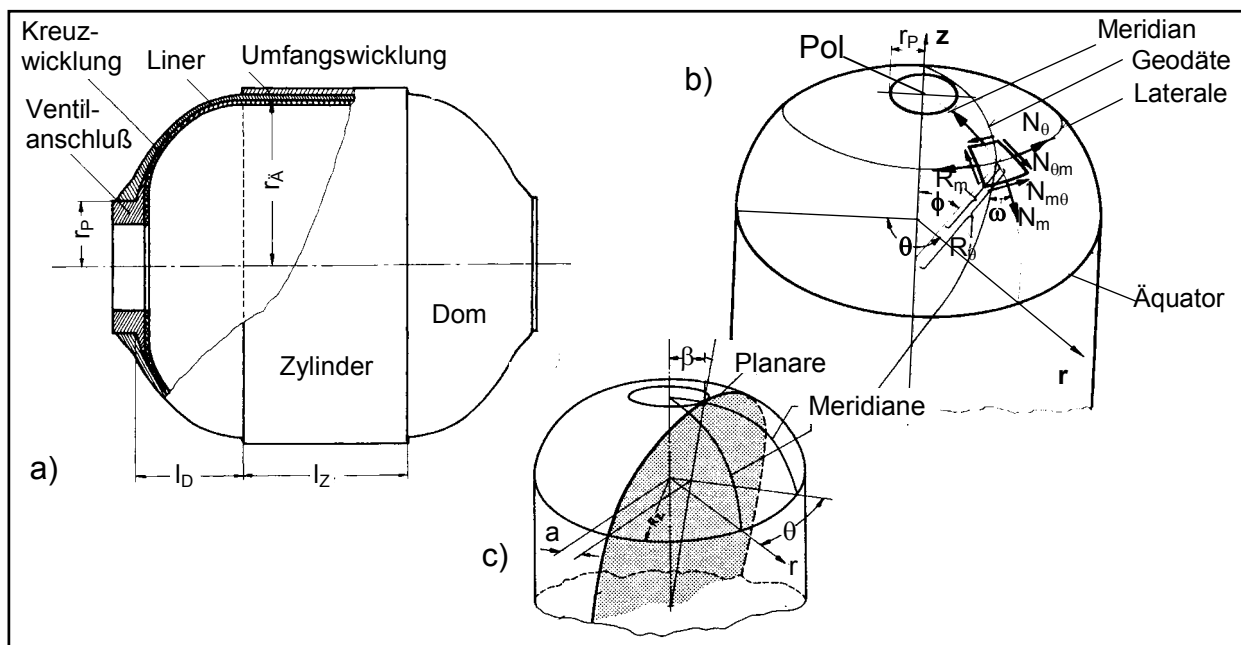


Abbildung 4.2: Parameterdefinition im Druckbehälter: a) Geometrie, b) geodätische Fadenablage, c) planare (polare) Fadenablage

Für die Kräfte in einer innendruckbelasteten Schale mit meridialer m , lateraler θ und radialer r Richtung nach Abbildung 4.2 b gelten die Beziehungen (4.1). Zusammen mit den Krümmungsbeziehungen (4.2) für einen beliebigen Punkt $r(z)$ lässt sich das Kräftegleichgewicht in der Ebene mit (4.3) beschreiben.

$$N_m = \frac{pR_\theta}{2} \quad N_\theta = \frac{pR_\theta}{2} \left(2 - \frac{R_\theta}{R_m} \right) \quad \frac{d}{d\phi} (rN_{m\theta}) + R_m N_{m\theta} \cos \theta = 0 \quad (4.1)$$

$$R_m = \frac{\sqrt{(1+r'^2)^3}}{r''} \quad R_\theta = r \sqrt{1+r'^2} \quad (4.2)$$

$$\frac{N_\theta}{N_m} = 2 - \frac{R_\theta}{R_m} = 2 + \frac{rr''}{1+r'^2} \quad r'' = \left(\frac{N_\theta}{N_m} - 2 \right) \frac{1+r'^2}{r} \quad (4.3)$$

Die Gleichgewichtsbeziehungen in einer bidirektionalen ⁽²⁾ Schicht, bestehend aus $+\omega$ und $-\omega$ UD-Schicht ⁽¹⁾, führt zu den NT-Grundgleichungen (4.4)-(4.6) und einem in der Literatur als „balanced design“ bezeichneten Term (4.7).

$$N_{m\theta}^{(2)} = N_{\theta m}^{(2)} = \text{const.} = 0 = - \sum_{j=1,2} N_{f,j}^{(1)} \sin \omega_j \cos \omega_j \quad (4.4)$$

$$N_m^{(2)} = 2 \sum_{j=1,2} N_{f,j}^{(1)} \cos^2 \omega_j \quad (4.5)$$

$$N_\theta^{(2)} = 2 \sum_{j=1,2} N_{f,j}^{(1)} \sin^2 \omega_j \quad (4.6)$$

$$\frac{N_\theta^{(2)}}{N_m^{(2)}} = \tan^2 \omega \quad (4.7)$$

(4.7) führt zusammen mit (4.3) zur Differentialgleichung (4.8), die eine *Schalenkontur mit beliebigem Wickelmuster* $\omega(r)$ beschreibt. Für ein *planares Wickelmuster*, d.h. konstanter Winkel β in Dom und Zylinder nach Abbildung 4.2c, gilt (4.10) [170]. Mit numerischen Methoden, wie beispielsweise nach Runge-Kutta-Nyström, lassen sich die Differentialgleichungen 2. Ordnung unter Einführung der Randbedingungen $r'(r = r_A) = 0$ und $z(r = r_A) = 0$ lösen. Gleichung (4.9) beschreibt den minimalen planaren Wickelwinkel bei ungleichen Polöffnungsdurchmessern in den Domen [163]. Stehen alle Fasern unter einer identischen Zugspannung, liegt eine *isotensoide Schale* mit *geodätischer Fadenablage* (kürzester Fadenabstand zwischen zwei Punkten einer Schale) vor, wodurch ein Faserabrutschen beim Bewickeln eines Liners unterbunden werden kann. Es gilt unter Annahme lateraler Faserorientierung am Pol die

so genannte *Clairaut Bedingung* (4.11), die zu (4.12) führt. Die Gleichung der isotensoiden Domkontur kann durch numerische Integration oder aufgrund Ergebnistabellen elliptischer Integrale erster und zweiter Ordnung beispielsweise nach [173, 174] gelöst werden. Die theoretische Isotensoidkontur besitzt sowohl bei geodätischer als auch planarer Bewicklung einen Wendepunkt WP (4.13) ($r'' = 0$, $R_{m, WP} = \infty$). Fasern mit niedriger Fadenspannung, die über diesen Punkt hinausgewickelt werden, liegen nicht mehr exakt an der Oberfläche an und neigen zu Hohlraumbildungen, weshalb üblicherweise ab diesem Punkt des Liners eine Kugelkontur tangential an den Isotensoid angeschlossen wird. Gleichgewicht stellt sich hier nur ein, wenn im Verbund die Matrix oder das Ventilanschlußstück (VA) mitberücksichtigt wird. Hohlraumbildung entsteht auch infolge zunehmender Fadenüberdeckung in Richtung des Pols, weshalb in der Praxis mit wechselnden (Kreuz-)Wickelwinkeln und somit wechselnden Wendepunkten gearbeitet wird.

$$\text{Allgemeine Kontur:} \quad r'' = \left(\tan^2 \omega - 2 \right) \frac{1 + r'^2}{r} \quad (4.8)$$

$$\text{Bei planarer Fadenablage:} \quad \omega_{\min} = \arctan \frac{r_{P1} - r_{P2}}{l_{\text{Behälter}}} \quad (4.9)$$

$$\tan^2 \omega = \frac{(r \tan \beta - r'(a + z \tan \beta))^2}{(r^2 - (a + z \tan \beta)^2)(1 + r'^2)} \quad r'' = \frac{(r \tan \beta - r'(a + z \tan \beta))^2}{r^3 - r(a + z \tan \beta)^2} - 2 \frac{1 + r'^2}{r} \quad (4.10)$$

Bei geodätischer Fadenablage:

$$r \sin \omega = \text{const.} \quad \Rightarrow \omega_{\min} = \arcsin \frac{r_P}{r_{\text{Ä}}} \quad (4.11)$$

$$\tan^2 \omega = \frac{r_P^2}{r^2 - r_P^2} \quad r'' = \left(\frac{r_P^2}{r^2 - r_P^2} - 2 \right) \frac{1 + r'^2}{r} \quad (4.12)$$

$$r_{WP}^2 = \frac{3}{2} r_P^2 \quad (4.13)$$

Die vorgestellten Gleichungen zur Berechnung gewickelter Schalenkonturen basieren auf Gleichgewichtsbedingungen der bidirektionalen Schicht. Zimmermann [170] bewies, dass UD-Schichten auf einer nach der NT berechneten Schalenkontur sich nur dann im Gleichgewicht befinden, wenn die Fadenablage geodätisch erfolgt. Vorgespannte, planar abgelegte Fasern rotieren um die globale z-Achse wegen fehlender Lastübertragung der Matrix zwischen den einzelnen UD-Schichten. Die sich einstellende Schalenverzerrung sinkt, je mehr das Wickelmuster einer isotensoiden

Fadenablage entspricht, weshalb im weiteren die geodätische Fadenablage favorisiert wird.

Im allgemeinen werden nach Normen konzipierte Druckbehälter auf Basis von Regeln, insbesondere unter Verwendung großer Sicherheitsfaktoren, und nicht von detaillierten Spannungsanalysen ausgelegt. Bisherige Normen mit ausführlichen Konstruktionsrichtlinien für den Laminataufbau in FKV-Druckbehältern gelten nur für Niederdruckapplikationen, wie beispielsweise ASME Code, Section X [40]. Auf der Grundlage der ISO/DIS 11439 [43] basieren die im weiteren erläuterten Analysen. Für Vollkunststoff-Druckbehälter (CNG-4) wird in der genannten ISO-Norm lediglich ein linear elastisches Materialmodell und eine Dimensionierung gegen Berstversagen gefordert. Ein die Tragschicht durchtrennender Riß darf nur im zylindrischen Bereich auftreten, wobei maximal zwei von einander getrennte Behälterteile toleriert werden.

Dünnwandigen Behältern ($r_A / t > 10$) wird zumeist die Membranspannungstheorie zugrunde gelegt. Die tangential wirkenden Membranspannungen sind gemittelte Zug- bzw. Druckspannungen, die über die Membrandicke als konstant angenommen werden. Der Membran wird darüber hinaus eine Biegesteifigkeit zugeordnet [39]. In einem innendruckbelasteten, dünnwandigen Behälter mit komplexer Geometrie reicht das einfache Membranspannungskonzept bereits nicht mehr aus. Dies gilt insbesondere bei Analysen von unterschiedlichen Domgeometrien, Auflagerungen, lokalen Dickenänderungen im Querschnitt, Ventilanschlüssen, externen Anbauten und überlagerter Biegung aus gravimetrisch, wind- oder seismologisch bedingten, uneinheitlichen Lastverteilungen im Behälter. Bei dickwandigen Behältern kann die radiale Spannungskomponente nicht mehr vernachlässigt werden, was ein Volumenmodell bedingt.

4.3 Analytische Modelle zur Auslegung gegen Innendruck

Eine relativ einfache Methode zur Dimensionierung von zweiachsig beanspruchten Faser-Verbund-Bauteilen bietet die Netztheorie. Sie setzt voraus, dass Kräfte ausschließlich von den Fasern aufgenommen werden und es keine Kraftübertragung zwischen Fasern und Matrix gibt. Das bedeutet, es werden weder Schubübertragung noch Normalspannungen senkrecht zur Faser berücksichtigt. Ferner wird angenommen, dass die Fasern überall die gleiche Dehnung erfahren. Für die Auslegung von gewickelten Druckbehältern wurden verschiedene Modifizierungen der Netz-

theorie entwickelt. Infolge der Voraussetzungen gelten die Gleichungen jedoch nur für den zylindrischen Behälterbereich. Die Auslegung von vollumwickelten Behältern erfordert hingegen die Einbeziehung des Dombereichs in die Analyse infolge der überlagerten Biegebelastung und den daraus resultierenden Belastungen quer zur Faser (man beachte den sich ändernden Wickelwinkel entlang einer Geodäte im Pol). Die angeführten analytischen Modelle eignen sich deshalb lediglich zur Vordimensionierung von Behältern des Typs CNG-4.

Ohne Einführung von Sicherheitsfaktoren oder durch Ersetzen der Faserbruchfestigkeit durch Laminatbruchfestigkeiten werden die erforderlichen Wanddicken durch die NT weit unterschätzt (vgl. Tabelle 4.1). Die so ermittelten erforderlichen Wanddicken für die Umfangswicklung $t_{90^\circ, \text{erf.}}$ und Kreuzwicklung $t_{\omega, \text{erf.}}$ können als Startwert für die FE-Optimierung eingesetzt werden. Mit den aus den Kesselformeln und NT-Gleichungen (4.4)-(4.6) berechneten Faserzugbelastungen $N_{f,j}$ und der mit dem Faservolumengehalt gewichteten Faserbruchfestigkeit lassen sich die erforderlichen Wanddicken ermitteln. Mehr als dreischichtige Lamine lassen sich ohne Einführung zusätzlicher Beziehungen mit (4.4)-(4.6) nicht eindeutig berechnen. Cuntze [175] fügt einen durch Versuchsreihen an bestimmten Geometrien belegten Sicherheitsfaktor $S = 1,5$ hinzu. Andere Vordimensionierungen legen die an unidirektionalen CF/EP-Proben verifizierten, mikromechanisch berechneten Festigkeiten wie beispielsweise nach Tsai-Hill zugrunde [13]. Allen Modifizierungen zum Trotz können Geometrieinflüsse, die aus dem Verhältnis von Äquator- zu Poldurchmesser, der Domkontur (z.B. Isotensoid- oder Kugelform) sowie unterschiedlichen Lagenaufbauten resultieren, nicht erfasst werden. Eine ausreichend detaillierte Behälterauslegung kann somit nicht vorgenommen werden.

Die Meridiankrümmung im Zylinder ist Null. Deshalb gilt mit (4.8) $\tan^2 \omega = 2$, woraus sich ein Zylinderwickelwinkel von $\pm 54,75^\circ$ ergibt. Da die die Dome überdeckenden Wicklungen im Zylinder fortgeführt werden müssen, ist dessen Betrag in einem vollumwickelten Behälter kleiner. Um die Umfangsbelastung aufzufangen ist folglich ein zweischichtiger Aufbau aus Kreuz- und Umfangslagen unumgänglich. Für ein beliebiges Wickelmuster endet wegen der zunehmenden Faserrutschneigung im Dom die lateral gewickelte Schicht 2 am Ende des Zylinders. Beträgt $\omega_2 = 90^\circ$, d.h. $t_2 = \text{konstant}$, dann gilt für den Wanddickenverlauf im Dom nach Puck oder Cuntze [175]

$$\frac{t_1}{t_{1,\ddot{A}}} = \frac{\cos \omega_{1,\ddot{A}}}{\cos \omega_1} = \frac{\sqrt{1 + \tan^2 \omega_1}}{\sqrt{1 + \tan^2 \omega_{1,\ddot{A}}}} \quad \text{bzw.} \quad t_1 = t_{1,\ddot{A}} \frac{\sqrt{\left(\frac{r_{\ddot{A}}}{r_P}\right)^2 - 1}}{\sqrt{\left(\frac{r}{r_P}\right)^2 - 1}} \quad (4.14)$$

oder unter Einbeziehung der Bändchenbreite b nach Giramoll et al. [176] (Voraussetzung $b > 10 \text{ mm}$)

$$t_1 = t_{1,\ddot{A}} \frac{\arccos\left(\frac{r_P}{r}\right) - a}{\arcsin\left(\frac{1}{2r_{\ddot{A}}} \sqrt{\left(\sqrt{r_{\ddot{A}}^2 - r_P^2} - \sqrt{r_{\ddot{A}}^2 - (r_P + b)^2}\right)^2 + b^2}\right)} \quad (4.15)$$

$$a = \arccos\left(\frac{r_P + b}{r}\right); r_P + b \leq r \leq r_{\ddot{A}} \quad \text{bzw.} \quad a = 0; r_P \leq r < r_P + b$$

Der Betrag der Wanddicke nimmt jenseits des Wendepunkts der Isotensoidkurve nach (4.14) einen unendlichen Verlauf und nach (4.15) sehr große Werte an. Giramoll et al. [176] empfehlen im Polbereich Gleichung (4.16) anzusetzen.

$$t_{1,P} = t_{1,\ddot{A}} \frac{r_{\ddot{A}} \cos \omega_{1,\ddot{A}} (r_P + b)^2 \left(\frac{\pi}{180^\circ} \delta - \sin \delta\right)}{2b(2r_P + b)} \quad \delta = 2 \arccos\left(\frac{r_P}{r_P + b}\right) \quad (4.16)$$

Tabelle 4.1: Dimensionierung mittels Netztheorie im Vergleich zur Finite-Elemente-Auslegung für den zylindrischen Bereich eines Vollkunststoff-Druckbehälters

	NT (allgemein)	NT (Modifizierung nach Cuntze)	NT (mit R nach Tsai-Hill)	FE
Maß- gebliche Gleichun- gen ^{1) 2)}	$t_j = \frac{N_{F,j}}{R_{f,1}^t \varphi_j}$ $= \frac{0,5 p_b r_{\ddot{A}}}{R_{f,1}^t \varphi_j \cos^2 \omega}$	$t_{\omega, \text{erf.}} = S \frac{0,5 p_b r_{\ddot{A}}'}{R_{1,\omega}^t \cos^2 \omega}$ $t_{90^\circ, \text{erf.}} = S \frac{p_b r_{\ddot{A}}' (1 - 0,5 \tan^2 \omega)}{R_{1,\omega}^t}$ $r_{\ddot{A}}' = r_{\ddot{A}} + \frac{t}{2} \quad \omega = \arcsin\left(\frac{r_P + 0,5 b}{r_{\ddot{A}}'}\right)$	$R_\omega = \left(\frac{\cos^4 \omega}{R_1^2} + (R_{12}^{-2} - R_1^{-2}) \times \sin^2 \omega \cos^2 \omega + \frac{\sin^4 \omega}{R_2^2} \right)^{-\frac{1}{2}}$	FPF
$t_{\omega, \text{erf.}} [\text{mm}]$	2x 1,2	4,3	11,8	6,5
$t_{90^\circ, \text{erf.}} [\text{mm}]$	3,8	6,8	4,2	9,5
$t_{\text{ges}} [\text{mm}]$	6,2	11,1	16,0	16,0

¹⁾ fertigungstechnisch realisierbar sind $\varphi_{90^\circ} = 60 \text{ Vol.-%}$ und $\varphi_{15^\circ} = 50 \text{ Vol.-%}$

²⁾ Berstdruck $p_b = 60 \text{ MPa}$, Radien $r_{\ddot{A}}$, r_P und Bändchenbreite b vgl. Behältertyp1, Tabelle 4.3

4.4 FE-Berechnungsmodul

Die Motivation zur Entwicklung eines parametrischen 3D-Auslegungsmoduls für Druckbehälter und insbesondere für gewickelte Kunststoffbehälter war begründet in dem Wunsch nach einer effektiveren Nutzung des Leichtbaupotentials. Die vollparametrische Modellgenerierung erfolgt durch ein in der Ansys Parametric Design Language geschriebenes Berechnungsmodul (Abbildung 4.3). Modelliert wird je nach Wunsch ein Viertel- oder Achtelsegment eines Druckbehälters, dessen Behältergeometrie durch die folgenden Parameter definiert wird: Äquator- und Poldurchmesser, Auswahl eines von zwei Ventilanschlussstücken (VA) oder einer Domvariante ohne VA (die Einbindung zusätzlicher VA wurde erleichtert durch Einsetzen eines klar definierten Polsegments), Lagenaufbau (z.B. gewünschtes Wickelmuster basierend auf Prozesserfahrungen oder analytischer Vordimensionierung) und die Definition der Domkontur (Anwahl eines Kugeldoms oder Definition beliebiger Konturen durch Eingabe von Punkten). Darüber hinaus bietet das Modul beim Behälter Typ1 (je ein Wickelwinkel für Umfangs- und Kreuzwicklung) durch Aktivieren eines Schalters die Möglichkeit einer Überwicklung des ZDÜ mit Umfangswicklungen. Bei Typ2 (beliebiges geodätisches Wickelwinkelmuster) endet die jeweilige Wicklung in ihrem Polradius $r_{P,j}' = r_{P,j} + b_j / 2$ (Modifizierung nach Cuntze). Hierbei erfolgt für jede einzelne Wickelage j je Elementreihe k entlang der Linerkontur (analog zum Wickelprozess, beginnend von der Zylindermitte) die Berechnung der kontinuierlich sich im Dom ändernden Fadenorientierung und Wanddicke nach (4.11) bzw. (4.14) oder (4.15) und (4.16). Die aufsummierte Gesamtdicke $t_{ges,k}$ wird je nach gewünschter Diskretisierung in Dickenrichtung auf die Elemente aufgeteilt. Die oben genannte punktweiße Kontureingabe eines Isotensoids muß wegen der nicht geschlossen und somit extern (beispielsweise mit dem Runge-Kutta-Nyström-Verfahren) lösbaren Differentialgleichung (4.12) erfolgen. Modellierung und Berechnung des Verbunds basieren auf orthotropen Laminatkennwerten. Eine mikroskopische Auflösung in Faser und Matrix wird nicht vorgenommen. In das Berechnungsmodul implementiert und der Parameterstudie zu Typ1 zugrunde gelegt sind gemessene Werkstoffkennwerte eines CFK-Verbunds (EP/UTS-CF, 60 Vol.-%). Die Werte der Kreuzwicklung werden entsprechend dem Fasergehalt ($\varphi_{min} = 50\%$) skaliert (Tabelle 4.2). Darüber hinaus sind die analytischen Beziehungen zur mikromechanischen Bestimmung der UD-Laminatkennwerte entsprechend Kapitel 3.3.1 implementiert.

Besondere Sorgfalt erfordert die Elementorientierung der geschichteten, orthotropen Volumenelemente, wofür entsprechende Kontroll- und Umorientierungsalgorithmen eingebaut wurden. Der Liner (im vorliegenden Fall aus HDPE) und alle Metallteile mit Ausnahme der Schraubenverbindungen werden durch Volumen-, die Schrauben durch Balkenelemente simuliert.

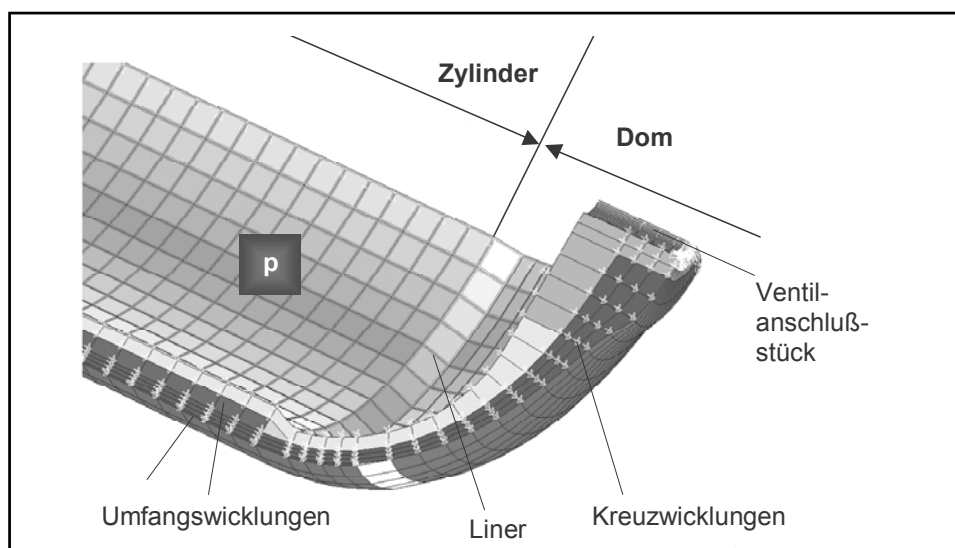


Abbildung 4.3: Mit Berechnungsmodul generiertes FE Modell (Typ1)

4.5 Auslegung zylindrischer Behälter

4.5.1 Randbedingungen

Die folgenden Analysen erfolgten an zwei unterschiedlichen Behälterbauweisen. Anhand Typ1 in CFK ($p_b = 60 \text{ MPa}$) wurden grundlegende Einflüsse aus Geometrie und Lagenaufbau auf die Behälterauslegung mit der ersten Version des FE-Auslegungsmoduls für Druckbehälter analysiert, welches zu dieser Zeit zwar eine beliebige Lagenabfolge, allerdings nur jeweils aus einem Wickelwinkel bestehende Umfangs- und Kreuzwicklungen berücksichtigen konnte [25, 161]. Im Rahmen eines Technologietransfers nach China zur Herstellung von Vollkunststoff-Druckbehältern mittels Wickeltechnik entstand Typ2 in GFK ($p_b = 73 \text{ MPa}$) [102]. Die Vorgabe lautete den Behälter rein analytisch zu dimensionieren. Nach durchgeführter Berstdruckprüfung unter zusätzlicher DMS-Applikation wurden die gewonnenen Daten zur Validierung des Auslegungsmoduls genutzt. Durch die Einführung von Wanddickenbeziehungen in der tragenden Schicht am Äquator und in Polnähe wurde das Modul auf beliebige Wickelwinkelkombinationen erweitert, wobei rechentechnisch das Pro-

blem einer Aneinanderreihung von Wülsten im Dombereich infolge lateraler Faserorientierung bei Erreichen des je Wickelwinkel individuellen Polöffnungsdurchmessers zu lösen war (wird in 4.5.4 eingehend erörtert).

Standen für Typ1 Laminatkennwerte zu Verfügung, stützt sich die Auslegung für Typ2 auf Kenndaten der Faser- und Matrixhersteller (Tabelle 4.2). Der theoretisch maximale Faservolumengehalt eines Verbundwerkstoffs mit ideal hexagonaler Filamentverteilung beträgt 90,7 %. Fertigungstechnisch lassen sich nur Faservolumenanteile von bis zu 60 % realisieren. Ferner ist eine Betriebstemperatur von -40 bis +110 °C und 10^5 Betankungslastwechsel vorgesehen sowie mit einer VA-Erwärmung auf 90° bis 106 °C beim Befüllvorgang mit Erdgas oder Wasserstoff zu rechnen.

Tabelle 4.2: Werkstoffkennwerte bei RT [102]

Typ1	E_1	$G_{12} = G_{13}$	$\nu_{12} = \nu_{13}$	R_1^t	R_1^c	$R_{12} = R_{13}$	ε_1^{RT}	ρ
Typ2	$E_2 = E_3$	G_{23}	ν_{23}	$R_2^t = R_3^t$	$R_2^c = R_3^c$	R_{23}		
Liner	[GPa]	[GPa]	[1]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[%]	[g/cm ³]
UTS 5131 ^{1, 2)}	240			4800			2,0	1,8
UTS 5131/EP	142	3,9	0,26	2474	1674	103		
60 Vol.-% ^{2, 3)}	9,7	3,4	0,43	89	187	113		
UTS 5131/EP	118	3,25	0,35	2062	1395	86		
50 Vol.-% ⁴⁾	8,08	2,83	0,45	74	156	94		
Advantex ⁵⁾	80,5	33,0	0,22	3450	3450	1700	4,6	2,6
8x 2400 tex	80,5	33,0	0,22	3450	3450	1700		
EP	3,5	1,3	0,35	98	200	125	3,9	1,2
E-GF/EP	49,7	5,07	0,27	1909	3383	72	3,9	2,04
60 Vol.-% ⁶⁾	13,5	4,01	0,32	82	115	105		
E-GF/EP	42,0	4,04	0,29	1638	2215	72	3,9	1,9
50 Vol.-% ⁶⁾	10,8	3,56	0,33	79	116	105		
HDPE	0,8	0,27	0,35	30			400	0,96

¹⁾ CF, Tenax Fibers

²⁾ Info Tenax Fibers

³⁾ EP-System: Araldit LY 556, Härter HY 917, Beschleuniger DY 070 (Ciba-Geigy)

⁴⁾ Schätzwerte, ermittelt mittels Mikromechanik bzw. durch lineare Interpolation aus Laminat mit 60 %

⁵⁾ E-GF, Owens Corning

⁶⁾ R_1^t (60 Vol.-%) gemessen, ν_{23} , R_{23} geschätzt, Sonstige nach Gleichungen Kapitel 3.3.1

Der Tabelle 4.3 lassen sich Volumen V, Behälteraußenabmessung L_a , Radien am Pol und Äquator des Liners sowie die durchschnittliche Bändchenbreite b der einzelnen Behältertypen entnehmen. Durch Verlängerung des zylindrischen Behälterteils lassen sich fast beliebig unterschiedliche Speichervolumina bei gleichem Laminataufbau realisieren. Auf diese Weise wurden von Typ2 auch 90 l- und 110 l-Varianten hergestellt. Fertigungstechnisch sind Wickelwinkel unter 15° ohne zusätzliche Vorrichtung nur schwer zu realisieren, weshalb dieser Betrag als untere Grenze festgesetzt wurde. Ferner bedeutet ein 90°-Wickelwinkel keinen Vorschub für die Wickel-

maschine, weshalb die obere Grenze 88° beträgt. Die VA (vgl. Anhang, Kapitel A.4) in Typ1a und Typ1b sind identisch. Das VA in Typ1c entspricht in etwas abgewandelter Form dem des kommerziell erhältlichen Behälters der Firma Lincoln [24]. In Typ2 kommt ein von der Firma COMAT entwickeltes VA zum Einsatz, das sich derzeit in der Patentanmeldung befindet.

Tabelle 4.3: Geometrie der Druckbehälter

	V [l]	L_a [mm]	$r_{\bar{A}}$ [mm]	r_P [mm]	b [mm]
Typ1a (Kugeldom)	67	880	185	25	20
Typ1b (Isotensoiddom)	66	815	185	25	20
Typ1c (Isotensoiddom mit optimiertem VA)	65	782	185	25	20
Typ2 (Isotensoiddom)	50	963	150	27	25

Der Betriebsdruck der Behälter beträgt 20 MPa, wobei Typ1 und Typ2 unterschiedliche Normen zugrunde gelegt wurden. Den technischen Vorschriften [41, 177, 178] entsprechend muss Typ1 einem Prüfdruck p_h von 30 MPa ($p_h = 1,5 \times p_s$) ohne Schädigung standhalten und darf bei einer Berstdruckbelastung p_b von 60 MPa ($p_b = 2 \times p_h$) gutmütig versagen, d.h. der Liner darf in maximal drei Teile zerbrechen und ein Rissbeginn im zylindrischen Teil der Wandung darf erkennbar sein. Die Behälterauslegung erfolgt hinsichtlich Berstdruck, der für Typ2 in GFK nach ISO/DIS 11439 73 MPa beträgt und bei dem der Behälter im zylindrischen Bereich in maximal zwei Teile zerbrechen darf [43].

4.5.2 Analytische Auslegung

Unter Annahme einer geodätischen Fadenablage wurde der analytischen Auslegung das Cuntze Modell zugrunde gelegt. Die Gleichungen für ein aus zwei bidirektionalen Schichten bestehendes Laminat mit $\omega_1 = 90^\circ$ sowie $\omega_{2,\bar{A}} = \omega_{\min} = 15^\circ$ können zusammen mit den Ergebnissen für Behälter Typ1 der Tabelle 4.1 entnommen werden. Der kleinste Wickelwinkel $\omega_{2,\bar{A}}$ im Zylinder würde nach Gleichung (4.11) für Typ1 $7,6^\circ$ und Typ2 $10,4^\circ$ betragen. Aus genannten Fertigungsgründen wurden beide Winkel korrigiert. Infolge der zunehmenden Faserüberdeckung und folglich dem Dickenanstieg der tragenden Schicht in Richtung Pol sowie der resultierenden konkaven

Behälteroberfläche (vgl. Abbildung 2.2) können unter den vorgespannten Wicklungsbündchen Hohlräume entstehen. Zu deren Vermeidung werden abwechselnd verschiedene Wickelwinkel benutzt. Auf der Grundlage hausinterner Erfahrung definierte COMAT ein aus den in Tabelle 4.4 aufgeführten Winkeln bestehendes Wickelmuster. Wegen der nun statisch unbestimmten Lösung werden Schichtdickenverhältnisse eingeführt ($t_{15^\circ}/t_{30^\circ} = 9,25$ und $t_{70^\circ}/t_{50^\circ} = 1,5$). Die Aufsummierung der 5 bidirektionalen Schichten erfolgt entsprechend den Gleichungen (4.5) bis (4.6) unter Beibehaltung der Cuntze'schen Modifizierungen r_A' und S sowie der Laminatfestigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehalts nach Gleichung (3.30). Der von Cuntze empfohlene Sicherheitsfaktor von 1,5 sollte als untere Grenze angesehen werden. Basierend auf

Tabelle 4.4: Ergebnisse der analytischen Dimensionierung zu Typ2

2 bidirektionale Schichten						
S	Theoretische Wickelwinkel			Praktische Wickelwinkel		
	ω_1 [°]	ω_2 [°]		ω_1 [°]	ω_2 [°]	
	10,4	90		15	88	
	φ / R^t [% / MPa]	φ / R^t [% / MPa]		φ / R^t [% / MPa]	φ / R^t [% / MPa]	
	50 / 1638	60 / 1938		50 / 1638	60 / 1938	
	$t_{10,1^\circ}$ [mm]	t_{90° [mm]	t_{tot} [mm]	t_{15° [mm]	t_{88° [mm]	t_{tot} [mm]
1	3,56	5,73	9,29	3,68	5,62	9,31
1,5	5,43	8,72	14,15	5,61	8,57	14,18
2	7,35	11,82	19,17	7,61	11,61	19,21
2,5	9,34	15,01	24,35	9,66	14,74	24,41
3	11,39	18,31	29,70	11,79	17,98	29,77
5 bidirektionale Schichten						
S	ω_1 [°]	ω_2 [°]	ω_3 [°]	ω_4 [°]	ω_5 [°]	
	15	30	50	70	88	
	φ / R^t [% / MPa]	φ / R^t [% / MPa]	φ / R^t [% / MPa]	φ / R^t [% / MPa]	φ / R^t [% / MPa]	
	50 / 1638	52 / 1698	54 / 1758	57 / 1848	60 / 1938	
	t_{15° [mm]	t_{30° [mm]	t_{50° [mm]	t_{70° [mm]	t_{88° [mm]	t_{tot} [mm]
1	3,04	0,33	0,52	0,79	4,63	9,31
1,5	4,39	0,47	1,17	1,76	6,38	14,18
2	5,62	0,61	2,10	3,15	7,74	19,21
2,5	6,72	0,73	3,31	4,97	8,68	24,41
2,75	7,22	0,78	4,04	6,06	9,00	27,10
3	7,68	0,83	4,83	7,24	9,19	29,77
am Prototyp gemessene Wanddicken und Vergleich mit Modell $r_A' = r_A + 0,9 \frac{t}{2}$						
	7,5	0,8	2,4	3,5	12,9	27,1
	3,8 %	2,4 %	-40,6 %	-42,2 %	43,4 %	

eigenen Erfahrungen und durch Vergleiche mit kommerziell erhältlichen Druckbehältern wird ein Sicherheitsfaktor von 2-2,5 bevorzugt. Die geometrische Vermessung des nach dieser Auslegung hergestellten Behälterprototyps zeigt die herstellungsbedingten Schichtdickenabweichungen infolge unterschiedlicher Kompaktierung.

4.5.3 FE-Auslegung

Anhand des aus zwei bidirektionalen Schichten bestehenden Behälters Typ1 wurden grundlegende Analysen zu Geometrie und Lagenaufbau angefertigt. Um den Einfluss von Fertigungsungenauigkeiten zu kompensieren, wurde bewusst konservativ ausgelegt, so dass der Behälter die Berstdruckbelastung theoretisch ohne Schädigung überstehen sollte. Als Versagenskriterium wird das den dreidimensionalen Spannungszustand beurteilende Tsai-Wu-Kriterium angewandt, das durch seine FPF-Auslegung diese konservative Sichtweise unterstützt (vgl. Kapitel 7.1). Das Kriterium schätzt Versagen in einem geschichteten Verbundelement des FE-Modells ab, wenn in einer Elementschicht der Betrag des Werts ζ gleich oder größer Eins ist (3.85).

Basierend auf den Resultaten der NT-Vordimensionierung wurde erst der Lagenaufbau in der Zylindermitte als der von Biegeeinflüssen der Dome ungestörte Teil des Behälters untersucht. Nach Tabelle 4.1 erwies sich die allgemeine Netztheorie ohne Korrekturfaktoren als unbrauchbar. Die Fasern waren entsprechend den Voraussetzungen zwar gleichmäßig und unterhalb ihrer Zugfestigkeitsgrenze belastet, die Laminatschichten versagen jedoch quer zur Faserrichtung, was definitionsgemäß in der NT nicht berücksichtigt ist. Die mit der FEM berechnete erforderliche Wanddicke eines bidirektionalen Schichtaufbaus in der Zylindermitte beträgt 9,5 mm in Umfangsrichtung sowie 6,5 mm in den Kreuzlagen und liegt damit um 35 % über den Berechnungsergebnissen nach Cuntze für einen Sicherheitsfaktor von 1,5.

Bezieht man die Dome in die Auslegung mit ein, so bedingen die auftretenden Biegeeffekte im Zylinder-Dom-Übergang (ZDÜ) bei Verwendung von Kugeldomen eine Wanddicke von 15 mm in den Umfangslagen und 45 mm in den Kreuzlagen bei einem Ende der Umfangswicklung im Zylinder (Abbildung 4.4, lfd. Nr. 34 und 35). Enden die Umfangslagen innerhalb des Doms und liegt der Hauptanteil der Umfangswicklungen innen ($t_{u,i}$) und nur ein kleiner Anteil, der eine abschließende Komprimierung zur Lunkerauspressung und Garantierung des Faservolumengehalts be-

wirken soll, außen ($t_{u,a}$), so lässt sich die Kreuzlagendicke auf 23 mm senken (lfd. Nr. 32). Idealerweise besitzt der Liner im Bereich der inneren Umfangslage eine Einschnürung, die im Falle eines im Rotationsschmelzverfahren hergestellten Kunststoffliners zu Lasten deutlich erhöhter Werkzeugkosten und Prozesskomplexität realisierbar ist. Die Einschnürung sollte die inneren Umfangslagen so aufnehmen, dass die Lagenoberfläche, auf der die Kreuzlagen abgelegt werden, wieder eine ideale Isotensoidkontur beschreibt und somit keine zusätzlichen Umlenkungen mit daraus resultierenden Biegebelastungen entstehen können (vgl. Abbildung 4.3). Infolge der Hauptbelastung in Umfangsrichtung entstehen Querrisse in der Kreuzwicklung, deren Rissfortschritt im Falle des direkten Linerkontaktes zu Ankerungen und Dichtigkeitsverlust führen können. Dagegen bewirkt die Einbettung der Kreuz- in zwei umgebende Umfangslagen zusätzlich eine Hemmung der Rissausbreitung.

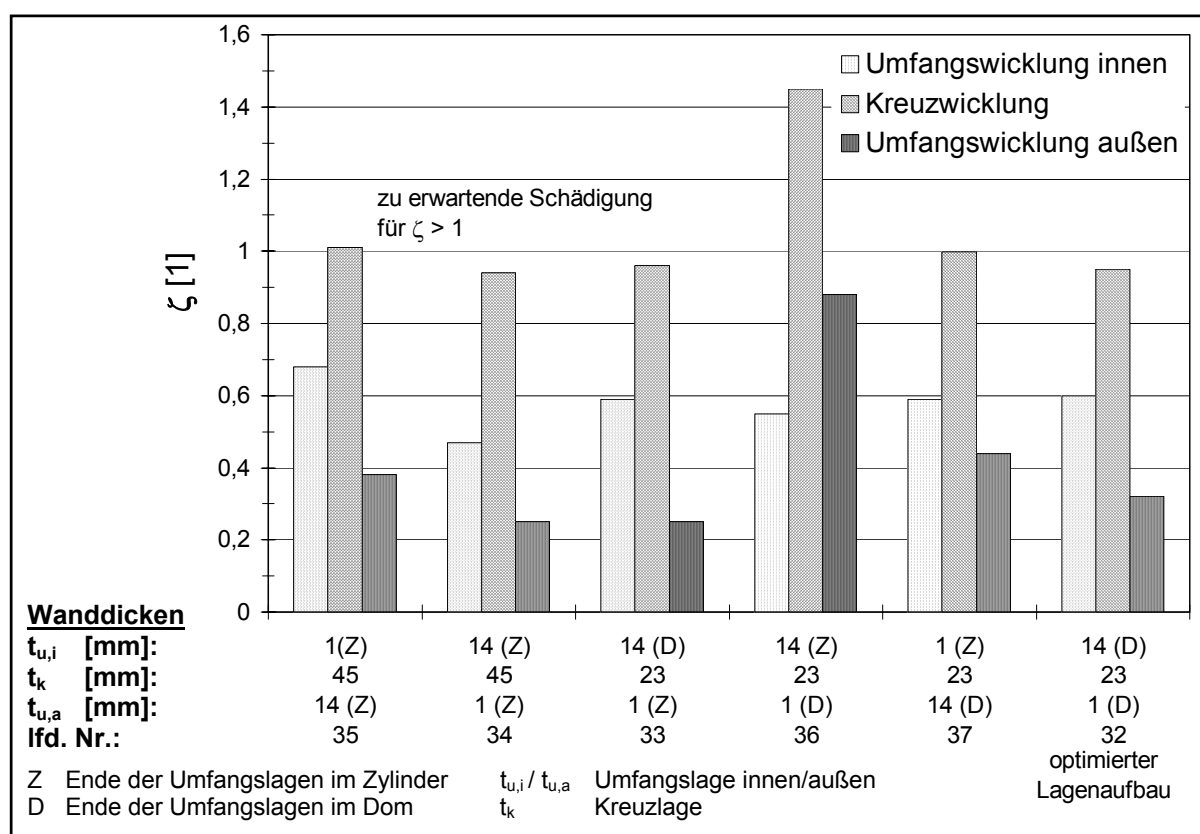


Abbildung 4.4: Beanspruchung der Tragschichten in Abhängigkeit unterschiedlicher Wanddicken und Umfangwicklungsausführungen für Typ1a (Kugeldom) bei Berstdruck

Durch die Abminderung und Verteilung der Biegeeffekte im ZDÜ betragen die Wanddicken der einzelnen Schichten beim Behälter mit Isotensoiddomen für die Umfangs-

Die Fertigungstechnik bevorzugt einen alternierenden Lagenaufbau, da einzelne Umfangslagen zwischen den Kreuzlagen deren Fixierung und die Vermeidung von Lunkern erleichtert. Wie Abbildung 4.7 zeigt, ergibt eine Umfangslagenkonzentration innen in Verbindung mit der diskutierten Linereinschnürung eine theoretische Verbesserung der Belastungsverhältnisse für die Kreuzlagen um fast 30 % (lfd. Nr. 59).

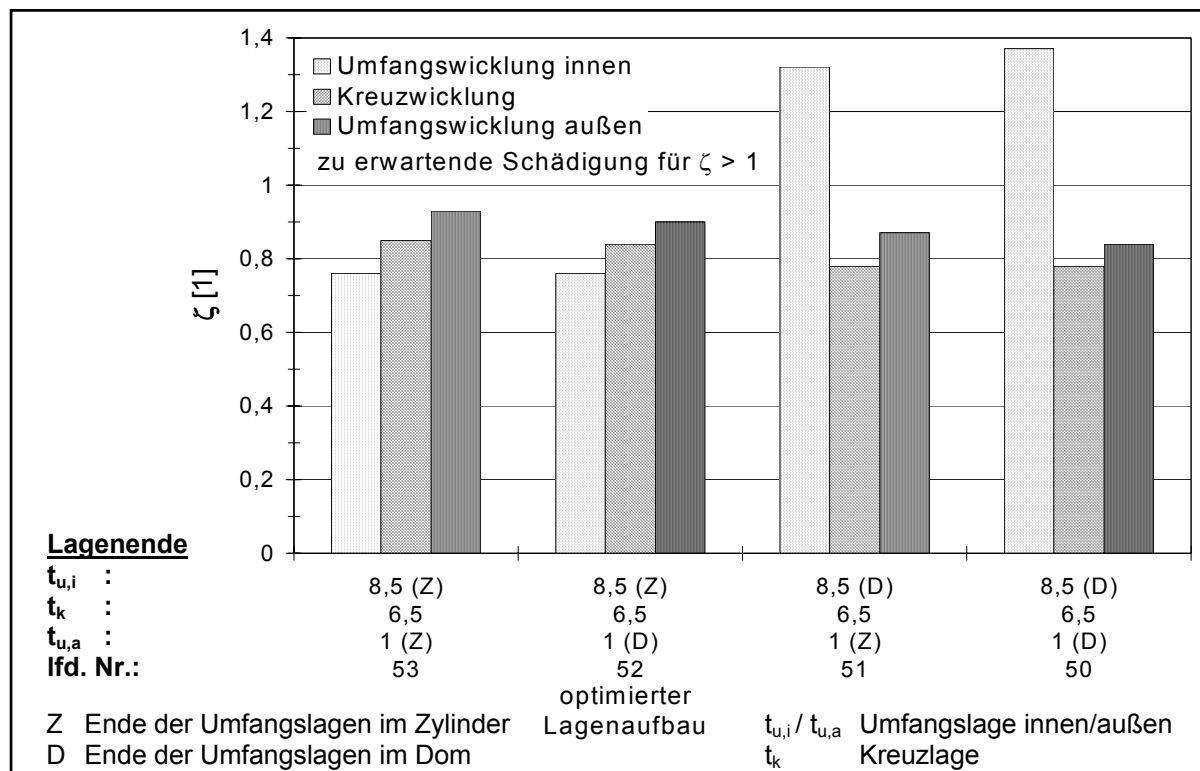


Abbildung 4.6: Beanspruchung der Tragschichten in Abhängigkeit vom Ende der Umfangswicklungen für Typ1c (Isotensoiddom) bei Berstdruck

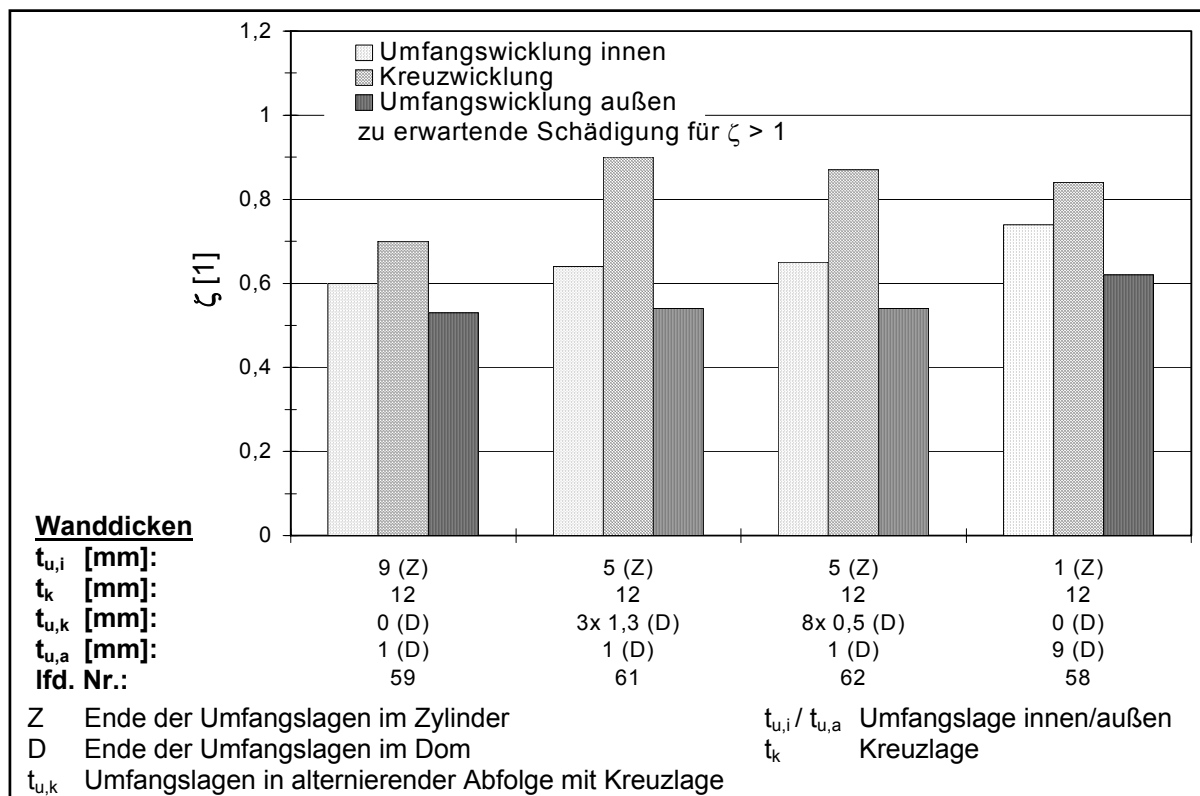


Abbildung 4.7: Beanspruchung der Tragschichten in Abhängigkeit der Anordnung der Umfangswicklungen für Typ1b (Isotensoiddom) bei Berstdruck

Im Falle eines zumindest teilweise alternierenden Lagenaufbaus sind mehrere dünne anstelle von wenigen dicken Umfangslagenschichten zwischen den Kreuzlagen zu bevorzugen, um zusätzliche Biegebelastungen infolge der Kreuzlagenumlenkung am Umfangslagenende möglichst klein zu halten (Ifd. Nr. 61 und 62).

In Tabelle 4.5 sind die Ergebnisse für den Behälter Typ1 noch einmal zusammengefasst. Wie in 4.5.1 erläutert, wurden auf Basis der analytischen Dimensionierung Prototypen des Behälters Typ2 hergestellt und hinsichtlich Bersten geprüft. Die im Anschluss durchgeführte FE-Analyse diente lediglich der Modellvalidierung, welche im nächsten Kapitel diskutiert wird, und nicht der Optimierung des Wickelmusters.

Tabelle 4.5: Vergleich zylindrischer Behälter mit Kugel- und Isotensoiddomen nach Optimierung des Lagenaufbaus

Behältertyp Typ1 CFK Typ2 GFK	Typ1a Kugel	Typ1b Isotensoid	Typ1c Isotensoid, optimiertes VA	Typ2 Isotensoid (Modell) Isotensoid (Bauteil)	
Volumen V [l]	67	66	65	50	50
Betriebs- p_s , Berstdruck p_b [MPa]	20, 60 ¹⁾	20, 60 ¹⁾	20, 60 ¹⁾	20, 73 ²⁾	20, 73 ²⁾
Behälterlänge L_a [mm]	880	815	782	963	963
Behälterdurchmesser D_a [mm]	452	420	420	356	353
Radien Äquator r_A , Pol r_P [mm]	185, 25	185, 25	185, 25	150, 27	150, 27
FKV-Schichtdicke t_{15° (Ä), t_{90° [mm]	15, 23	10, 12	6,5, 9,5	$t_{ges, \text{Ä}} = 27,9$	$t_{ges, \text{Ä}} = 27,1$
Masse m [kg]	58 ³⁾	32 ³⁾	26 ³⁾	54,5 ⁴⁾	49,7 ⁴⁾
Materialkosten (ca.) [DM]	2430	1010	990		
Leichtbaugütefaktor $L_g = p_s V / m$ [10^3 Nm/kg]	23,1	41,3	50,8	18,4	20,1

¹⁾ prEN 12245 ²⁾ ISO/DIS 11439

³⁾ Linderdicke 4 mm

⁴⁾ Linderdicke 8,4 mm

4.5.4 Experimentelle Ergebnisse und Verifikation

Nach Berechnung der Wanddicken je Einzellage unter Annahme einer geodätischen Fadenablage gemäß (4.11) erhält man mit Gleichung (4.14) nach Puck unter Berücksichtigung der korrigierten Polradien je Schicht $r_{P,j}' = r_{P,j} + b_j / 2$ sowie (4.15) und (4.16) nach Giramoll die in Abbildung 4.8 dargestellten theoretischen Behälteraußenkonturen. Die wulstfreie Außenkontur des Prototypen im Dom wurde durch eine empirische Abfolge unterschiedlich endender Schichten realisiert. Die Implementierung der analytischen Modelle in das FE-Berechnungsmodell führt beim Giramoll-Modell zu einer deutlichen Überschätzung der Wanddicke am Ende einer Wickellage und zu einer signifikanten Unterschätzung zwischen Dommitte und Pol. Das von Puck beschriebene Modell ermittelt eine Kontur, die mit dem Prototypen bei einer geringen Anzahl von Schichten mit gleichem Wickelwinkel besser korreliert (vgl. vernach-

lässigbare Überhöhung im 30°-, 50°-, und 70°-Schichtende). Hierbei wird im FE-Modell anstelle der rechnerisch unendlichen Wanddicke ab $r_{WP,j} + b_j$ der zuvor ermittelte Dickenwert bis zum schichtspezifischen Pol konstant gehalten. Die unrealistischen Wülste im ZDÜ und am Behälterpol beim Puck-Modell wurden in einem zweiten Schritt durch die Implementierung des Giramoll-Modells (4.16) korrigiert. Die maximale Wanddickendifferenz zwischen FE-Modell und Prototyp beträgt -16 %. Wegen der geringen Unterschätzung, die die konservative Auslegungsintention unterstützt, wurde diese Modellkombination in das Berechnungsmodul Typ2 implementiert.

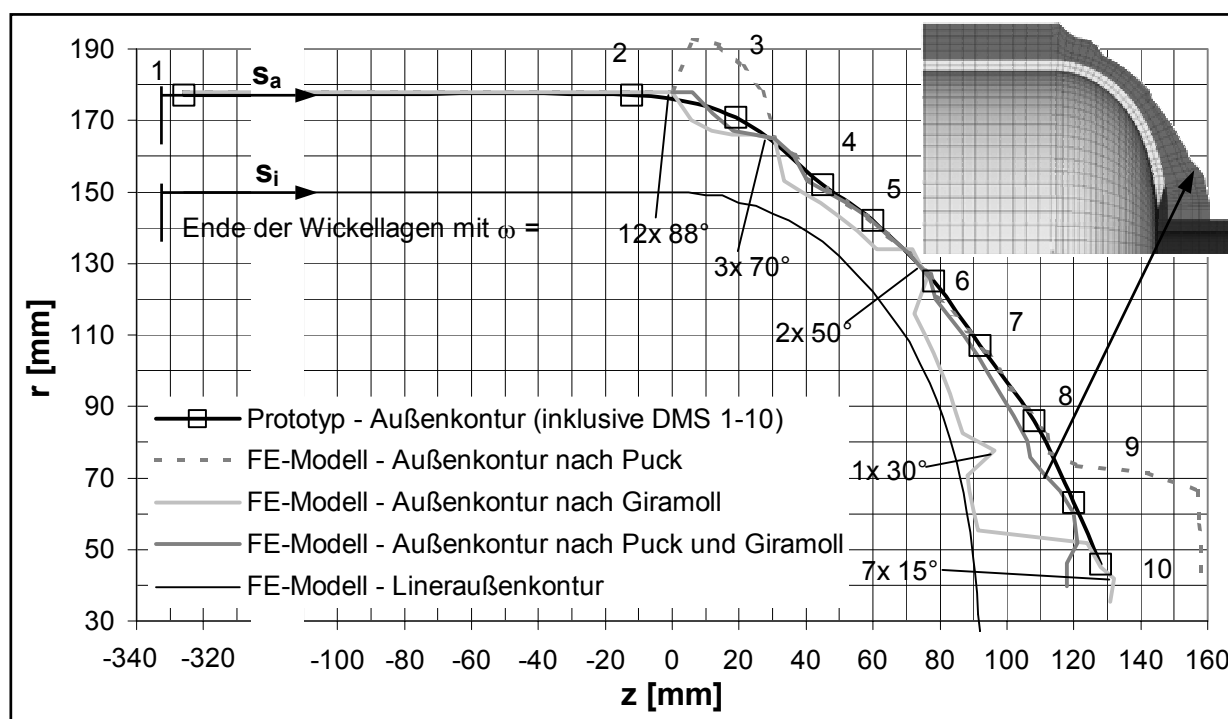


Abbildung 4.8: Konturvergleich zwischen Prototyp und Modell am Behälter Typ2

Eine Dickenvalidierung der tragenden Schicht an einem aufgeschnittenen, nicht geborstenen Behälter konnte mangels Verfügbarkeit nicht vorgenommen werden. Eine fertigungsbedingte Veränderung der isotensoiden Linerkontur im Wickelprozess beispielsweise infolge zu großer Bändchenspannung konnte nicht beurteilt werden. Vor der Bewicklung entsprachen die Liner den vorgeschriebenen Isotensoiden. Die FE-Modellierung von Geometrie und Werkstoff berücksichtigt keine Effekte aus Faserbrücken- und Lunkerbildung, Lufteinschluss, Faserabrutschen und –neuorientierung sowie Kompaktierung im Wickel- und ggf. Aushärteprozess.

Abbildung 4.9 zeigt die Behälterprototypen Typ1c und Typ2 vor und nach der Berstprüfung mit Wasser. Neben dem Druck wurden in 10 verschiedenen Messpunkten

durch dreikanalige Dehnungsmessstreifen (Hottinger Baldwin Meßtechnik, DMS Typ 6/120RY91) Dehnungen über der Befüllzeit aufgenommen. Der Pfad s_a entlang der auf der Behälteroberfläche applizierten DMS wurde bereits in Abbildung 4.8 definiert. Die Ergebnisse zu Typ1c waren für eine Modellvalidierung unbrauchbar, da der Behälterhersteller sich nicht an die Vorgaben der Auslegung und Konstruktion hielt und sein Wicklungsaufbau äußerst mangelhaft dokumentierte. Darüber hinaus besaßen Liner und tragende Schicht erhebliche Qualitätsmängel. Brauchbare Ergebnisse lieferte das Projekt zum Behälter Typ2. Der im weiteren diskutierte Berstversuch an zwei Behältern (davon einer mit DMS bestückt) erfolgte in der ersten Entwicklungsphase der Prototypen. Das zu diesem Zeitpunkt gesteckte Ziel, einen Mindestberstdruck von 60 MPa zu gewährleisten (Dichtigkeitsprobleme oder Heraussprengen eines neu entwickelten VA sind durchaus üblich), konnte mit 68,5 MPa ($m = 49,7$ kg) und 70,8 MPa ($m = 50,2$ kg) auf Anhieb erreicht werden. Nach drei Optimierungsschleifen wurde ein Bersten im Zylinderbereich bei 73 MPa gemäß der zu Grunde gelegten ISO/DIS 11439 realisiert.

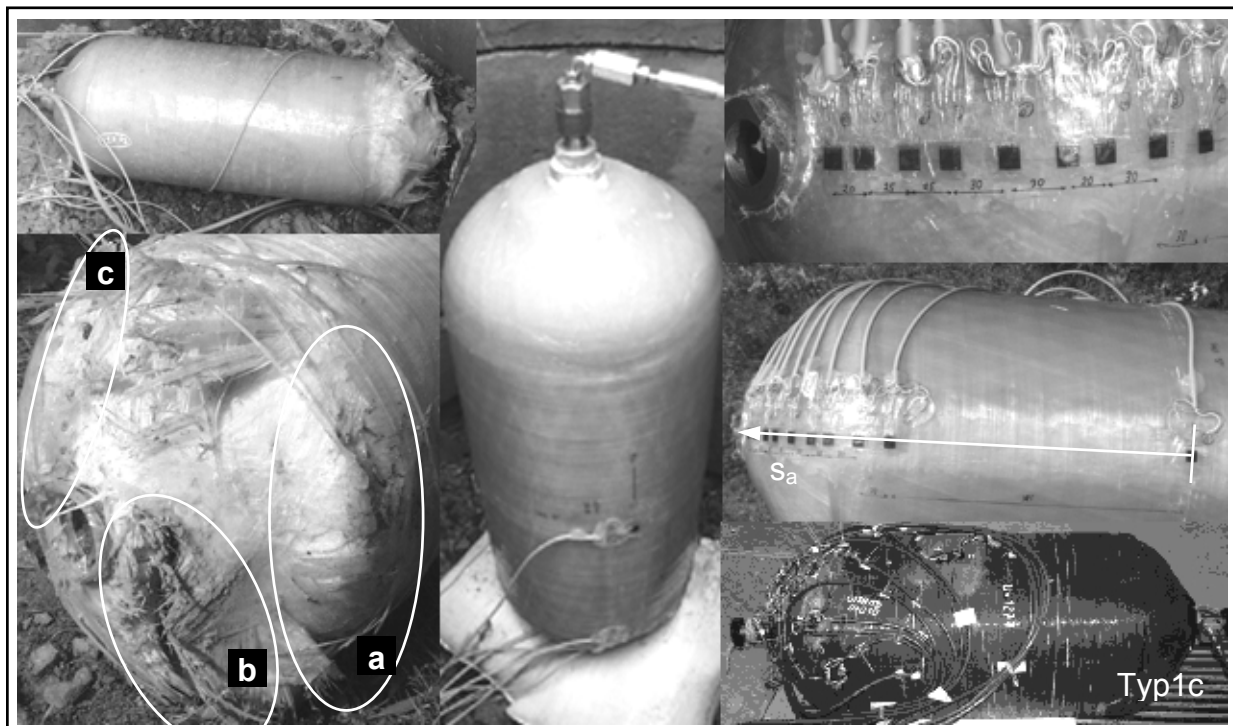


Abbildung 4.9: Berstprüfung Typ1c und Typ2

Die am mit DMS-bestückten Prototypen ($p_b = 68,5$ MPa) in der Zylindermitte gemessene Gesamtwanddicke der tragenden Schicht beträgt 27,1 mm (vgl. Tabelle 4.4). Obwohl dies einem Sicherheitsfaktor von 2,7 entspricht, wurden lediglich 94 % des

der Auslegung zugrunde liegenden Berstdrucks von 73 MPa erreicht. Der Behälter wurde vom Hersteller im Vergleich zur analytischen Auslegung mit zusätzlichen 88°-Umfangswicklungen verstärkt (+43 %), wohingegen die Waddicken der 70°- und 50°-Lagen um über 40 % reduziert wurden. Das bedeutet eine Schwächung des Doms im Bereich der Messpunkte 2 bis 6 zu Gunsten einer lateralen Versteifung des Zylinderbereichs. Der Bruch im Dom statt wie gewünscht im Zylinder ist demnach eine logische Folge. Darüber hinaus dürften die Kreuzwicklungen am Ende der überdimensionierten 88°-Umfangslagen stark von der idealen Isotensoidkontur abweichen. Die zusätzliche Belastung der Tragschichten durch die resultierenden Biegemomente wurde bereits in Abbildung 4.7 diskutiert.

Eine Analyse des Schadensbilds von Typ2 ergab viele, unkritische Querrisse in den Umfangslagen. Während der Prüfung stand der Behälter aufrecht, d.h. auf dem nicht zur Befüllung angeschlossenen Dom, in welchem das Bersten ohne Absplitterung größerer Teile erfolgte. Der gegenüberliegende Dom wies ebenfalls eine starke plastische Verformung und einen kleinen Lineranriß im Bereich des VA auf. Im in Abbildung 4.9 mit a markierten Behälterbereich ist eine starke Aufwölbung, mit teilweise abgeplatzten, äußeren Faserbündeln sowie ein durchgehender Riß im Bereich b auf der den DMS (Markierung c) abgewandten Seite zu erkennen.

Das plastische Verformungsbild des Doms (Abbildung 4.9, Markierung a) und eine Analyse der DMS-Messwerte (Abbildung 4.10-4.11) bestätigt das Auftreten von Biegebelastungen. Die über dem Pfad s_a und dem Behälterinnendruck in Intervallen von 20 MPa bis zum Berstdruck aufgetragenen Dehnungsverläufe weisen in meridialer Richtung lokale Minima in den Messpunkten 2, 4 und 10 (absolutes Minimum) sowie in lateraler Richtung in 1, 5 (absolutes Minimum) und 10 auf. Das absolute Dehnungsmaximum tritt in 7 (meridial) bzw. 8 (lateral) auf. Infolge der im Vergleich zur Kreuzwicklung überdimensionierten 88°-Umfangsverstärkung wird das eingefüllte Wasservolumen, das die drucklose Behälterfüllmenge von 50 l übersteigt, überwiegend im weicheren Dom angelagert. Die senkrecht auf die Linerinnenwand wirkenden Druckkräfte führen zu einem balonartigen Aufblähen des Doms. Die resultierende Dehnung entlang s_a ist im Bereich 7 bis 8 maximal. Unmittelbar nach 8 beginnt das metallische VA, das eine Domversteifung und somit ein Absinken der Dehnung bewirkt. Darüber hinaus wird die z-Verschieblichkeit des Doms infolge des Wasser-

und Behältereigengewichts eingeschränkt (Behälter steht auf dem VA des mit DMS applizierten Doms), was zu einem, im Vergleich zur Gesamtbelastung zweitrangigem Biegemoment und einer daraus resultierenden Dehnungsüberlagerung im Bereich 7 bis 9 führt. Zwischen den Messstellen 4 bis 6 wurde eine signifikante laterale Einschnürung festgestellt. Man könnte trotz der im Vergleich zur analytischen Auslegung stark reduzierten 50°- und 70°-Lagen, die in diesem Bereich enden und somit eine laterale Schichtorientierung besitzen, auf eine Überdimensionierung der lateralen Verbundsteifigkeit der Tragschicht, die darüber hinaus ihre geringste Wanddicke in diesem Dombereich besitzt, schließen. Jedoch finden am Lagenende der überdimensionierten 88°-Schichten solch starke Kreuzlagenumlenkungen statt, dass nicht mehr von einer isotensoiden Bewicklung und gleichmäßigen Schichtbelastung im Dom ausgegangen werden kann. Die resultierenden Biegemomente zwischen Zylinder und Dom führen zu der genannten Einschnürung in der Dommitte.

Bei Betriebsdruck wurde eine konstante laterale Dehnung im Zylinder gemessen. Bereits bei 40 MPa ist sie in der Zylindermitte ($s_a = 0$, DMS 1) niedriger als am Zylinderende (DMS 2). In Verbindung mit der vernachlässigbaren meridialen Dehnung in 2 deutet dies auf ein Ablösen von Kreuzwicklungen und erste Faserbrüche im ZDÜ hin. Der zunehmend zerrüttete ZDÜ bläht während der weiteren Laststeigerung weiter auf und die laterale Dehnung in 1 sinkt auf das Niveau bei Betriebsdruck ab.

Die meridiale Zugdehnung erfährt am Ende jeder Wickellage einen abrupten Anstieg infolge Abnahme der Struktursteifigkeit bzw. Wanddicke sowie der Werkstoffsteifigkeit in lateraler Richtung. Letztere weil der Betrag des Wickelwinkels entlang s_a erst unmittelbar vor dem Lagenende signifikant von ω_{\min} auf 90° ansteigt (vgl. Gleichung (4.11)). Das absolute Maximum der meridialen Dehnung beträgt 0,4 % bei Betriebsdruck und befindet sich am Ende der 30°-Wicklung (Messstelle 8). Wegen DMS-Ablösung fehlen gewisse Messwerte bei höheren Drücken.

Ein Vergleich zwischen gemessener und berechneter Dehnung bei Betriebsdruck verdeutlicht die Vertrauenswürdigkeit der Steifigkeitsanalyse von UD-verstärkten FKV-Strukturen. Voraussetzung ist allerdings eine möglichst exakte Modellierung von Geometrie, Faserorientierung und -volumengehalt (vgl. auch Abbildung 4.8). Die linear elastische Werkstoffmodellierung führt in diesem Fall zu einer guten Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Dehnungsverläufe, wenn man die

etwas unterschiedlichen Pfadlängen auf den Behälteroberflächen und somit räumlich nicht deckungsgleichen Maxima/Minima in die Validierung mit einbezieht. Eine Gesamtlängenskalierung wäre infolge der bereits diskutierten mit Wülsten behafteten Modelloberfläche im Vergleich zur stetigen, gewickelten Domoberfläche nicht aussagekräftiger. Die im Vergleich zu den Elementknoten größeren Abstände zwischen den DMS entlang s_a erklärt den weniger zackigen Verlauf der meridialen Dehnungsmessung. Die rechnerische Unterschätzung des Dehnungsniveaus im Berstfall lässt sich durch das linear elastische, spannungsbasierte Werkstoffmodell begründen. Bei gleicher Spannung wird eine geringere Dehnung berechnet als im realen, teilgeschädigten Laminat vorliegt. Der Ort von berechnetem und gemessenem Dehnungsmaximum stimmt gut überein, was eine Vorhersage der Rissinitiierungsstelle im Behälter erlaubt (vgl. auch Bruchbild, Abbildung 4.9). Die erwartete Bruchdehnung des Laminats liegt im Bereich von 3,9 % (Bruchdehnung der Matrix, Tabelle 4.2). Wie im weiteren gezeigt wird, befinden sich die kritischen Schichten nahe der Lineroberfläche (Pfad s_i). Infolge des von dort ausgehenden Rissfortschritts und der Kerbwirkung führt bereits der halbe Betrag der Bruchdehnung zum Totalversagen auch der äußeren Schichten.

Das hinsichtlich Steifigkeit validierte Modell erlaubt weiterführende Festigkeitsbetrachtungen am Behälter Typ2. Mit Hilfe eines Festigkeitskriterium wird der dreidimensionale Spannungszustand hinsichtlich der Laminatbeanspruchung beurteilt und die am stärksten beanspruchten Strukturbereiche einer Maximalspannungsanalyse unterzogen. Aus in Kapitel 7.1 diskutierten Gründen wurde das Tsai-Wu-Kriterium der globalen Strukturanalyse in Abbildung 4.12 zugrunde gelegt. Bereits bei Betriebsdruck p_s ist die FPF-Grenze in der 88°-Schicht im ZDÜ und der 15°-Schicht am VA-Rand erreicht. Beide Schichten, erstere im Zylinder, zweite im Dombereich, stehen in direktem Kontakt mit dem Liner und erfahren ihre größte Beanspruchung am jeweiligen Lagenende. Eine weitere Laststeigerung müsste bereits ab diesem Druck mit einem Degradationsmodell (LPF) gerechnet werden. Mit dem FPF-Kriterium ergibt sich für den Berstdruck p_b von 73 MPa eine fast vollständige Zerstörung der gesamten Tragstruktur. Dies stimmt zwar mit dem Experiment überein, auch lässt sich der sich einstellende Längsriss als Folge der gemäß Simulation als am stärksten beanspruchten und rissinitiierenden Teilbereiche (Markierung „**“ in Abbildung 4.12) nachvollziehen, zum Verständnis des mechanischen Bauteilverhaltens und der für

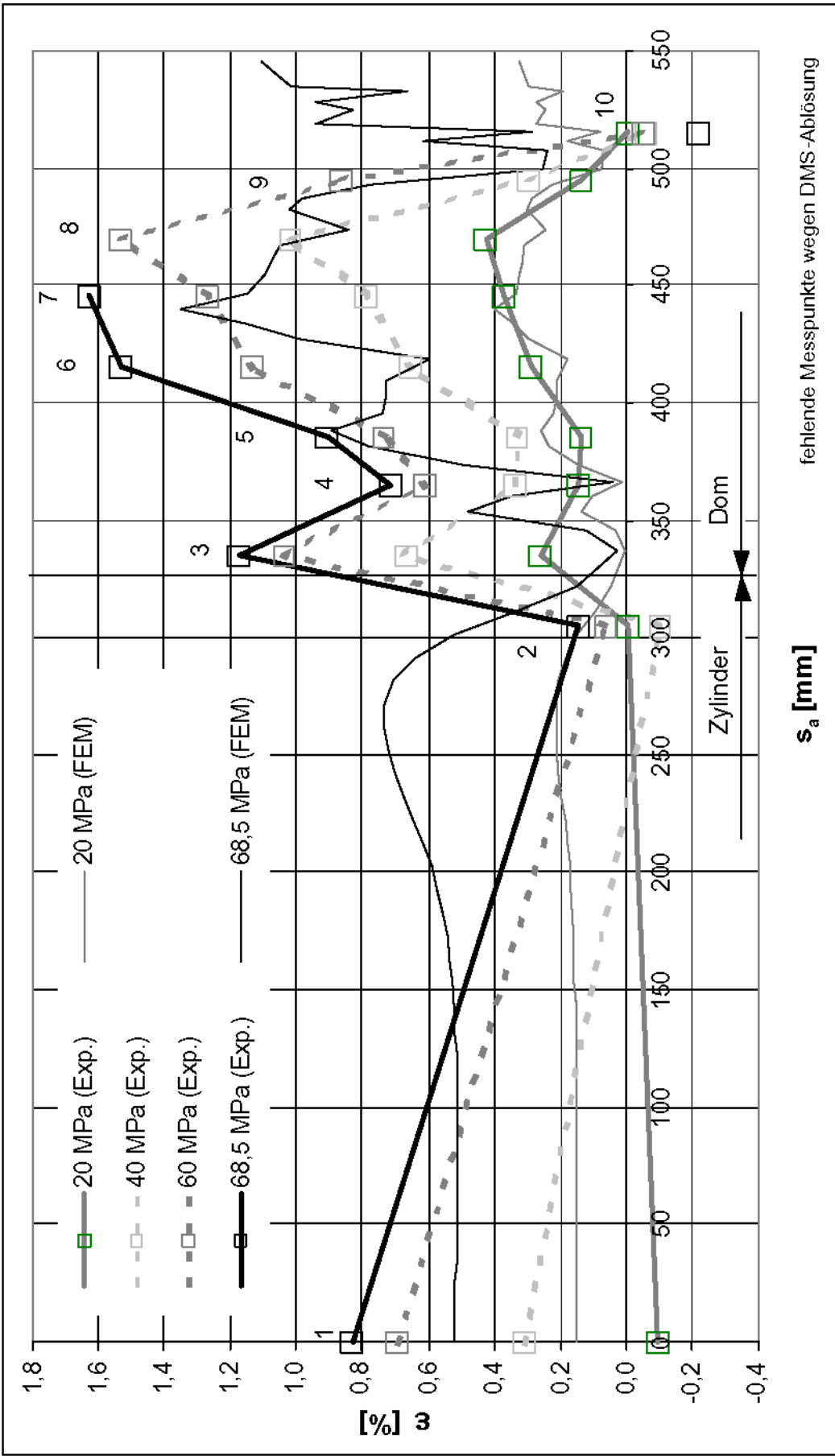


Abbildung 4.10: Modellvalidierung mit DMS-Messung in meridialer Richtung, Behälter Typ2

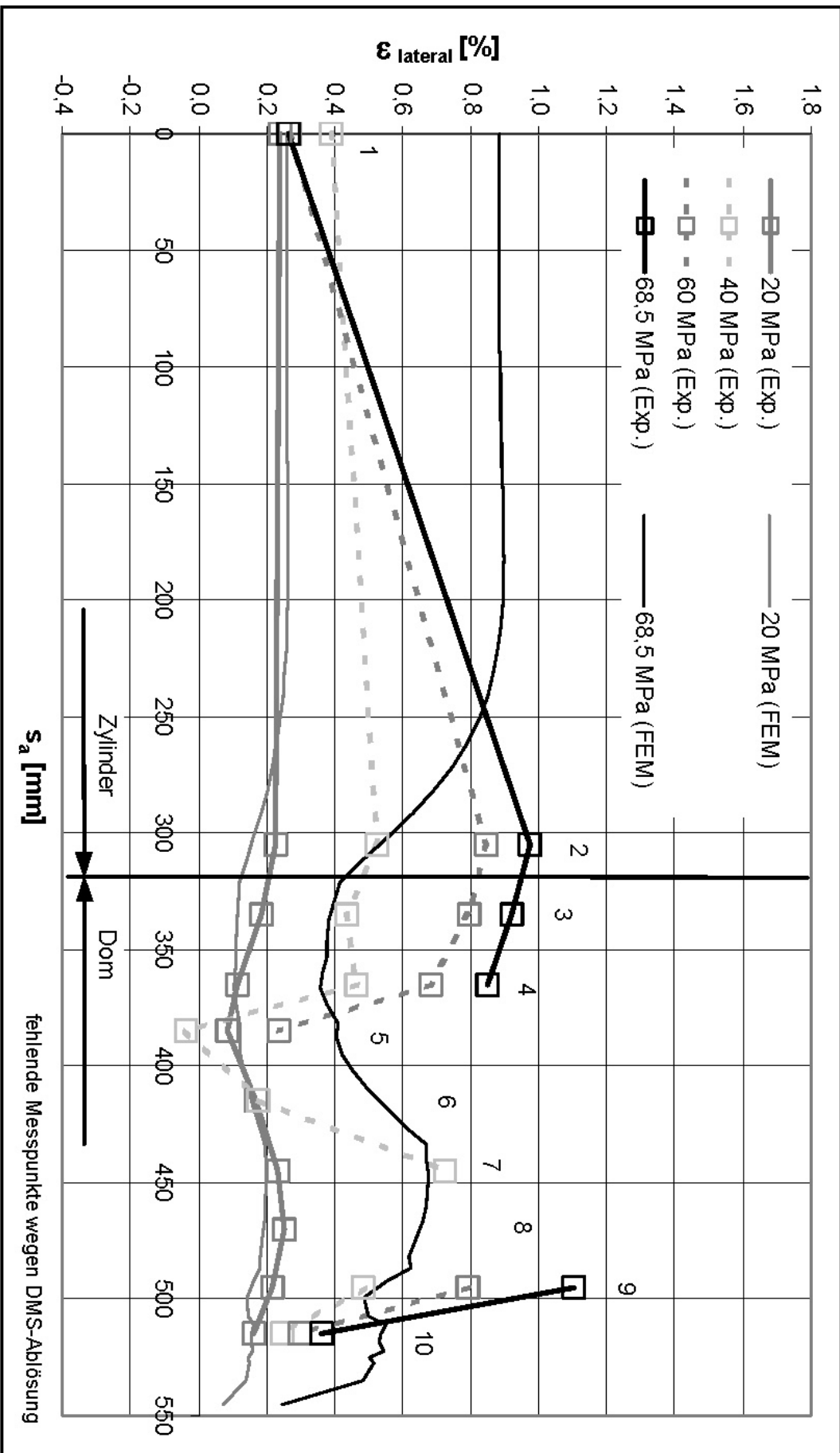


Abbildung 4.11: Modellvalidierung mit DMS-Messung in lateraler Richtung, Behälter Typ2

eine Behälteroptimierung abzuleitenden Maßnahmen muss jedoch eine detaillierte Spannungsanalyse entlang dieser Schichten gemäß Abbildung 4.13 erfolgen (entlang Pfad s_i aus Abbildung 4.8). Auf Basis dieses einen Behälterdatensatzes ist ein spekulativer Auslegungsansatz mittels FPF-Kriterium und einer Berstbeanspruchungsgrenze von $\zeta = 3$ zwar denkbar, erfordert aber eine weitere statistische Absicherung, was infolge mangelnder Daten im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich war.

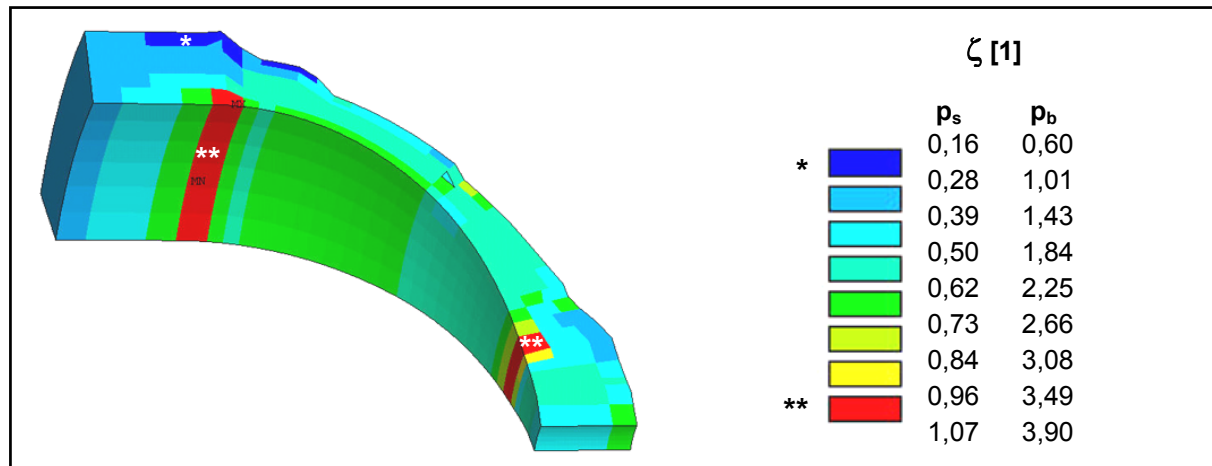


Abbildung 4.12: Beanspruchung der Wicklungslagen im Behälter Typ2 bei Betriebs- und Berstdruck

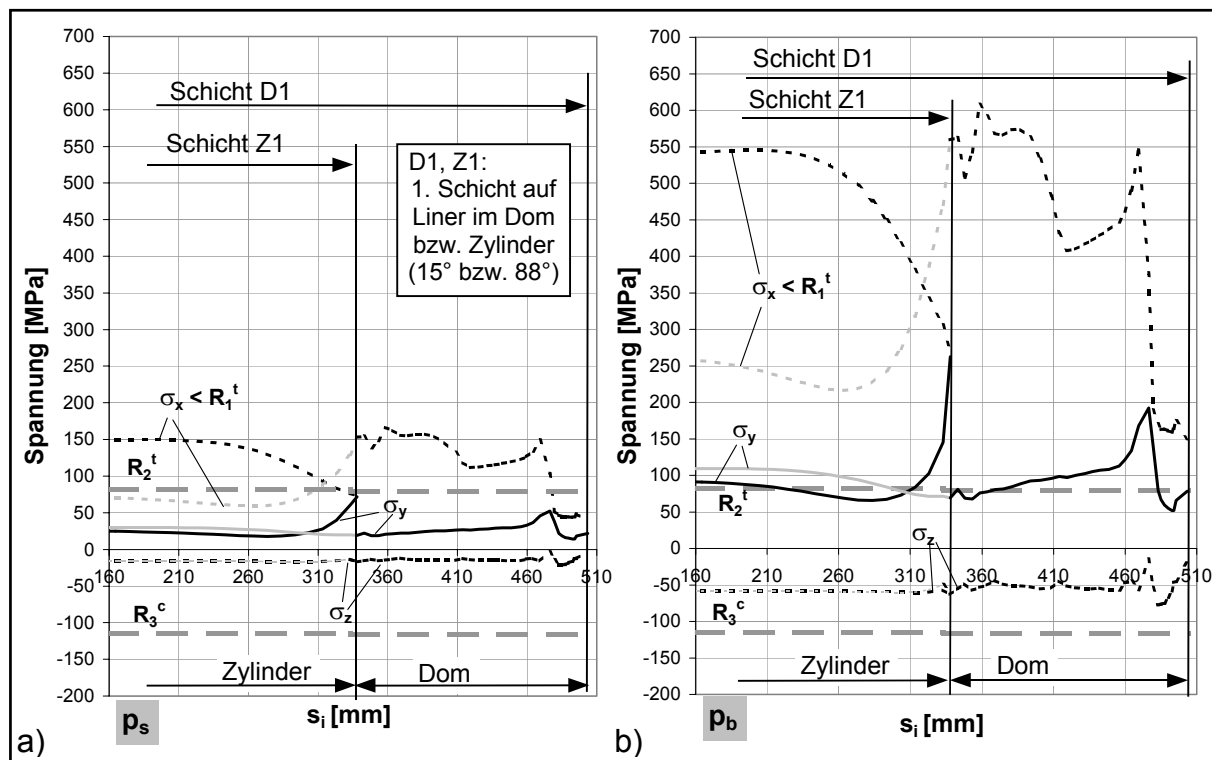


Abbildung 4.13: Spannungsanalyse auf Tragschichtinnenseite am Behälter Typ2 bei a) Betriebs- und b) Berstdruck

Der Verlauf der Normalspannungen entlang s_i in den am stärksten beanspruchten Schichten ist in Abbildung 4.13 dargestellt. Die Druckspannungen in Dickenrichtung wie auch sämtliche Schubspannungskomponenten liegen auch im Berstfall unterhalb der Festigkeitsgrenze, weshalb sie im weiteren vernachlässigt werden. Der Vergleich der Spannung in Faserrichtung mit dem entsprechenden Festigkeitskennwert (Maximalspannungskriterium) zeigt, dass keine Überbeanspruchung vorliegt (vgl. Tabelle 4.2). Quer zur Faser ist bereits bei Betriebsdruck die Zugfestigkeit am 88° -Schichtende erreicht. Der an dieser Stelle unstetige Verlauf von σ_x und σ_y in der darüber liegenden 15° -Schicht deutet auf eine zusätzliche Biegebelastung infolge Faserumlenkung hin. Das die Tragstruktur am Pol lokal versteifende VA sorgt für eine Spannungsentlastung. Allerdings dürfte der abrupte Spannungsabfall überzeichnet sein, da im realen Bauteil von einer FKV-Ablösung vom VA auszugehen ist.

Im Berstfall sind beide Schichten hinsichtlich σ_y generell überbeansprucht. Die kontinuierliche σ_y -Zunahme im Dom ist auch auf die entlang s_i nach und nach auslaufenden Schichten mit größerem Wickelwinkel zurück zu führen. Insbesondere ist dafür die geodätische Wickelwinkeländerung im Dom und die aus dieser resultierenden abnehmende Faserverstärkung in meridialer Behälterrichtung verantwortlich. Maßnahmen zur Optimierung des Lagenaufbaus müssen demnach eine Reduzierung der σ_y -Komponente in beiden Schichten zum Ziel haben. Der Vergleich mit dem Experiment zeigt, daß Spannungen bis 10 % über der Zugfestigkeitsgrenze lediglich zu tolerierbaren Rissen (Crazes) führen. Eine Reduzierung der Faserquerspannung in einer Schicht kann erzielt werden durch großflächige, den Faserumlenkungsgrad senkende Schichtauslaufzonen und eine Erhöhung des Schichtanteils, mit quer orientierter Faser. Für den Polbereich der 15° -Lage ist dies mit geodätischer Fadenablage ohne zusätzlicher Wickeltechnikvorrichtung nicht zu verwirklichen (Kapitel 4.5.1). Eine Kombination aus überwiegend geodätischen und einzelnen planar gewickelten Schichten könnte in diesem Bereich eine Verbesserung darstellen, allerdings unter Induzierung von Biegemomenten und Spannungen im ZDÜ.

5 Auslegung gewebeverstärkter, thermisch umgeformter FKV-Zehenschutzkappen

5.1 Anforderungen

Im Rahmen des europäischen Craft Projektes BES2-5441 ECOCAP (High Performance Economical Efficient Continuous Fibre Reinforced Thermoplastic Protective Toe Cap) zur Entwicklung einer thermoplastischen Zehenschutzkappe wurde in Zusammenarbeit mit dem Schuhkappenhersteller Esjot Goldenberg, den Werkstofflieferanten BFGoodrich, Bond-Laminates und TECH-Knit, dem Werkzeug- und Formenbauer Wieser, den Forschungseinrichtungen Institut für Verbundwerkstoffe und Pera Technology sowie dem Sicherheitsschuhproduzenten URHO Viljanmaa Oy die produktseitige und fertigungstechnische Grundlage für ein kosteneffektives Massenprodukt (500.000 Paar Zehenschutzkappen pro Jahr) aus gewebeverstärktem Thermoplast geschaffen. Neben der Erschließung neuer Anwendungsfelder, in denen elektrisch nichtleitende und nichtmagnetische Ausrüstung gefordert ist oder thermisch isolierende Stoffe gewünscht sind, hatte die Metallsubstitution im Sicherheitsschuh (siehe auch Kapitel 7.1) eine Reduzierung des Gewichts um 50 % und der Kosten um 25 % gegenüber einer vergleichbaren Stahlkappe zum Ziel. Insbesondere die zeit-, kosten- und personalintensiven Arbeitsschritte Kappenreinigung (Entölen) und das manuelle Ankleben der den Tragekomfort steigernden Randpolsterung (Abbildung 2.4) bieten durch Wegfall bzw. Online-Anspritzen in der Umformmatrize ein signifikantes Rationalisierungspotential [74, 104].

Auf der Grundlage der Prüfbedingungen nach EN 12568 hat eine Zehenschutzkappe einer statischen und dynamischen Druckbeanspruchung von $F = -15 \pm 0,1 \text{ kN}$ bzw. $E = 200 \pm 4 \text{ J}$ entsprechend Abbildung 5.1 ohne durchgehenden Wandbruch zu widerstehen [71]. Das Maß für den so genannten Druckwiderstand ist die gemessene minimale Höhe h in der Kappe, die für einen Schuh der Größe 8 (Größe des im weiteren vorgestellten Prototypen) bei oben genannter Druckbeanspruchung einen minimal zulässigen Betrag von 21 mm nicht unterschreiten darf. Die statische Prüfeinrichtung besteht aus zwei ebenen Platten, die auf einer Standard Zug-Druck-Prüfmaschine planparallel montiert werden. Bei dem an einem Fallturm durchgeführten dynamischen Druckversuch wird ein keilförmiger, 20 kg schwerer Impaktor aus einer

Höhe von ca. 1 m (entsprechend den Reibungsverhältnissen auf 200 J korrigiert) auf die Oberseite einer eingespannten Zehenschutzkappe fallen gelassen. Ferner ist der geforderte Druckwiderstand für den Temperaturbereich von $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $+40\text{ }^{\circ}\text{C}$ und unter saurem, alkalischen Medien- sowie Kraftstoffeinfluss (Isooctan) nachzuweisen.

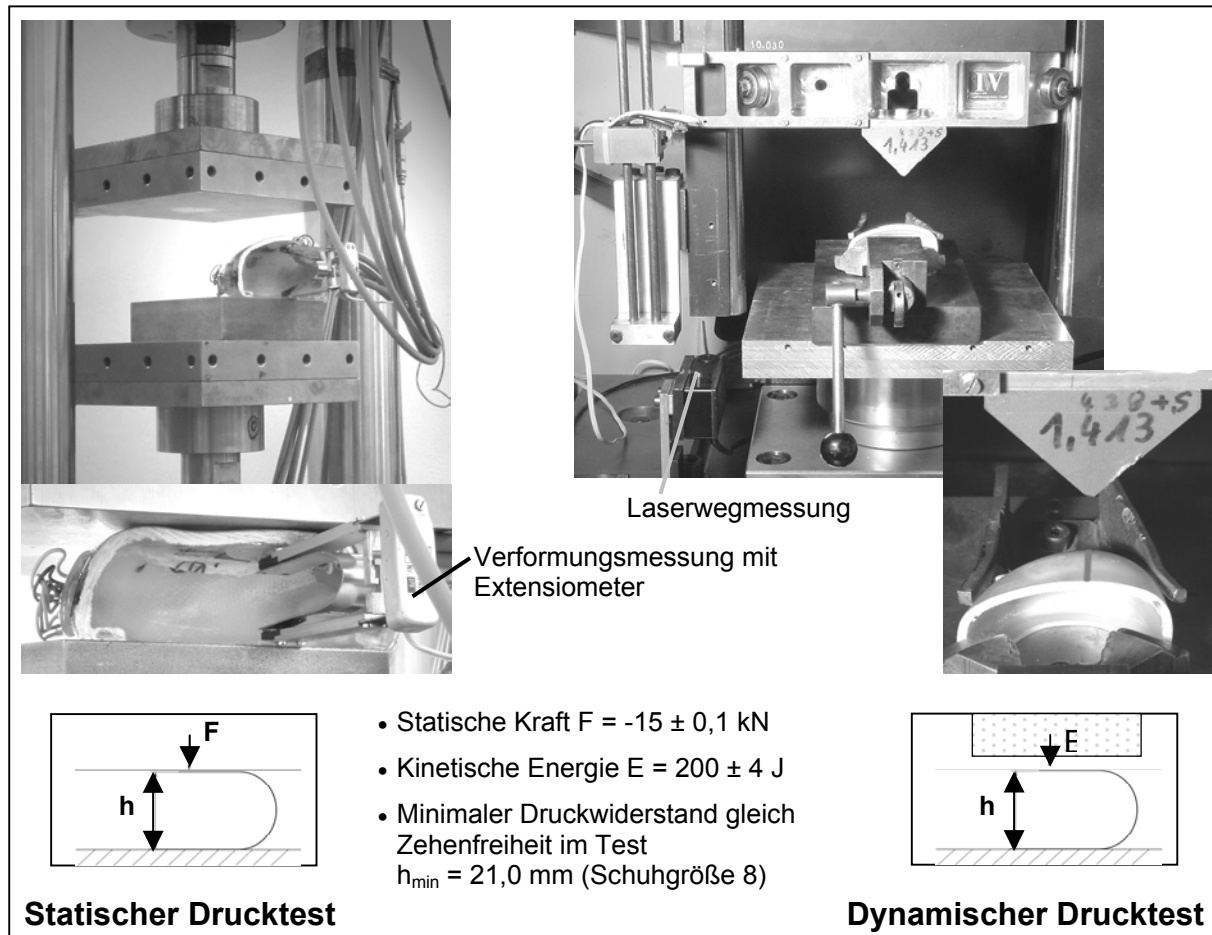


Abbildung 5.1: Prüfbedingungen einer Zehenschutzkappe nach EN 12568

Hinsichtlich der Designanforderungen an die Zehenschutzkappe und der besonderen Herausforderung an das gewählte Modell 701 bezüglich der Umsetzung in FKV wird auch auf die Ausführungen in Kapitel 7.1 und die detaillierte Darstellung in Abbildung A.9 des Anhangs verwiesen. Der seitens des Kappenherstellers auf die Kappeninnenseite beschränkte konstruktive Freiraum bedingte eine patrizenseitige Anpassung der Kavität des Umformwerkzeugs an die Dicke des Organoblechs und der sich beim Umformen einstellenden lokalen Gewebescherung.

Abbildung 5.2 skizziert die wesentlichen Arbeitspunkte des Entwicklungsprozesses. Die Auswertung der Simulation des Umformprozesses gibt Hinweise auf die zu erwartende Gewebefadenorientierung, Wanddicke und Umformqualität bei der Herstellung

der Bauweise. Durch die Übertragung des das umgeformte Organoblech repräsentierenden FE-Netzes der Prozesssimulation in die Strukturanalyse lassen sich die mechanischen Auswirkungen lokaler Umformfehlstellen auf das Gesamtstrukturverhalten beurteilen. Die Nutzbarmachung der verfügbaren Simulationsdaten erfordert eine Schnittstelle, die die Daten übersetzt, das FE-Schalennetz auf die eigentliche Bauweisengrenze zuschneidet (Entfernen des überflüssigen Saums) und in ein Volumenmodell umwandelt sowie eine Werkstoffkennwertabschätzung vornimmt. Para-

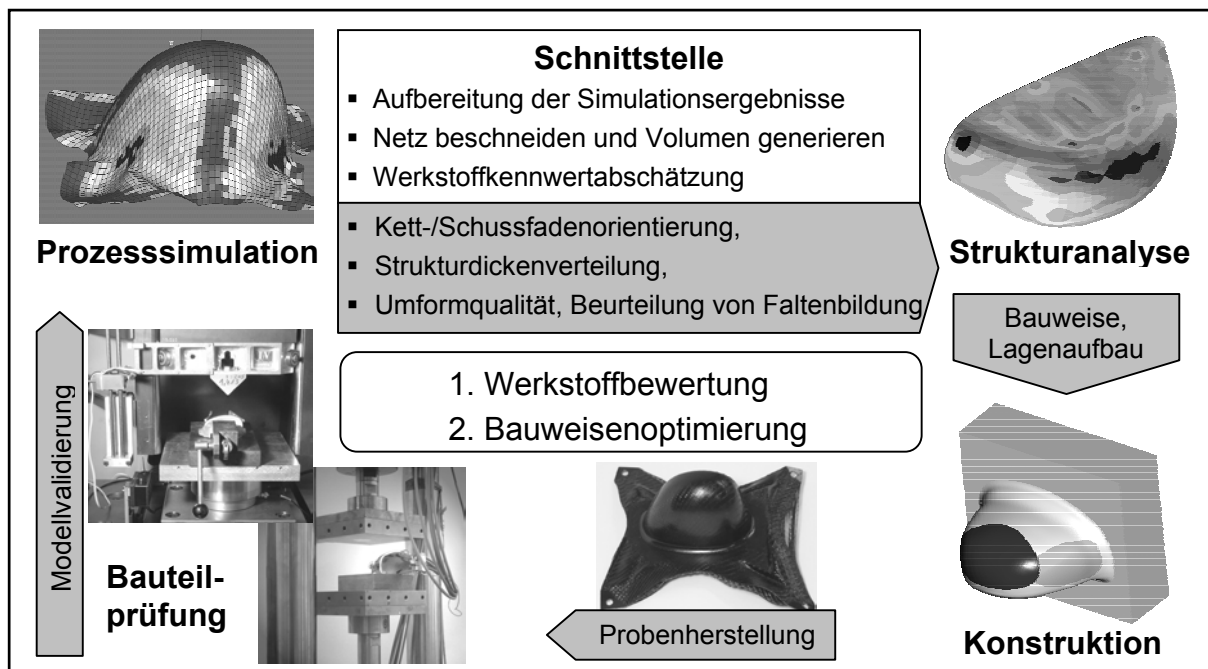


Abbildung 5.2: Entwicklungsprozess – Übersicht

Tabelle 5.1: Materialentwicklung TPU - Kenndatenvergleich

FKV ¹⁾	Polymermatrix	Faservolumengehalt [%]	Biegefestigkeit [MPa]	Biegesteifigkeit [GPa]
GF/TPU-A	PW600	47	129	8
GF/TPU-B	58277	51	153	10
GF/TPU-C	X4809	50	182	19
GF/TPU-D	T5372	52	357	24
GF/TPU-E	T5380	51	470	26
GF/TPU-F	T5381	52	374	28
GF/TPU-G	T5388	51	620	32
GF/TPU-H	X4890	49	746	32
GF/PA66	PA66	45	620	24

¹⁾ GF: 7581-Gewebe

meterstudien in der Strukturanalyse gestatten dann eine Optimierung von Geometrie und Lagenaufbau der Bauweise. Der gewonnene Datensatz bildet die Grundlage der Werkzeugkonstruktion. Die sich anschließende Probenherstellung und Bauteilprüfung dient der Verifizierung des Entwicklungsstandes und Validierung der aufgestellten Modelle. Dieser Prozeß unterstützte ebenfalls die TPU-Optimierung hinsichtlich der beschriebenen Anforderungen. Im Laufe des Projektes entwickelte BFGoodrich mehrere TPU-Typen und konnte Biegesteifigkeit und –festigkeit des mit dem Gewebetyp 7581 (Atlas 1/7) verstärkten TPU bis auf 32 GPa bzw. 746 MPa steigern (Tabelle 5.1, Gewebekenndaten Tabelle 3.3). Als Referenzmaterial wurde ein GV-GFK auf Polyamid 66-Basis (TEPEX101 von Bond-Laminates) herangezogen.

5.2 Umformsimulation

5.2.1 Grundlagen

Für eine breite industrielle Anwendung gewebeverstärkter FKV muss die Prognosefähigkeit des Werkstoff- und Bauteilverhaltens weiter verbessert werden, wobei auch fertigungsspezifische Fragestellungen zu beantworten sind. Im Falle thermogeformter GV-FKV betrifft dies die Werkzeugkonstruktion mit Niederhalter- und Nachführsystemen, die Prozessparameter Temperatur, Presskraft und Umformgeschwindigkeit sowie den Reibungsverhältnissen zwischen Halbzeug und Werkzeug. Ferner müssen Maßhaltigkeit, die sich einstellende Scherung (Abbildung 3.4) und die resultierenden Werkstoffeigenschaften sowie lokale prozessbedingte Störungen wie Faltenbildung, Faserbrüche und Delaminationen besser vorhersagbar werden.

Einen Beitrag hierzu lässt die Kopplung von Prozesssimulation und Strukturanalyse erwarten. Derzeit sind jedoch keine Schnittstellen auf dem Markt erhältlich, die zusätzlich zu der reinen Datenformatübersetzung auch die Kennwertabschätzung gescherter gewebeverstärkter Verbundwerkstoffe liefert. Die Berücksichtigung der sich beim Umformen einstellenden Faserorientierung und Dickenverteilung ist jedoch Voraussetzung für eine aussagekräftige Strukturanalyse.

Die meisten Ansätze der Prozesssimulation basieren auf geometrisch kinematischen Beschreibungen des Gewebeverhaltens beim Drapiervorgang, wobei der Matrixwerkstoff weitgehend außer acht gelassen wird. Ein verbreiteter Ansatz ist der so genannte Fischnetzansatz, bei dem die Verschlaufungspunkte von Kett- und Schuss-

fäden als Drehpunkte mit konstantem Abstand angesehen werden [179-181]. Faltenbildung wird durch den kritischen Scherwinkel (Blockierwinkel) definiert. Falten infolge Druckkräfte in Fadenrichtung finden keine Berücksichtigung. Vernachlässigt wird, dass sich der Scherwiderstand und damit das Drapierverhalten in Abhängigkeit des Scherwinkels ändert (Abbildung 5.3). Die sich einstellende Materialaufdickung bei Scherung wird bei postulierter Volumenkonstanz in der Gewebeeinheit zelle abgeschätzt. Diese Ansätze gestatten bei geringem Rechenaufwand eine hinreichende Aussagefähigkeit zu Machbarkeit und potentiellen Umformproblemen bei einem Konzept, sind jedoch unzureichend für die Werkzeug- und Bauteilauslegung [182].

Verbesserte Materialmodelle (Zweiphasenmodelle) beschreiben die Matrixschmelze als orthotrope Newtonsche Flüssigkeit mit unterschiedlichen Viskositätskoeffizienten in und quer zur linear elastischen Faser [183]. Teilweise wird eine Scherratenabhängigkeit des Viskositätsparameters eingeführt [184]. Die Modelle sind in aktuellen Simulationsprogrammen auf Basis der Finite-Elemente-Methode und meist als Schalenansatz implementiert [185]. Die Temperaturabhängigkeit wird im Viskositätstensor berücksichtigt. Zur Beurteilung von Temperaturgradienten zwischen Halbzeug und Werkzeug ist eine Unterteilung der Simulation in hinreichend kleine Zeitschritte erforderlich, weshalb explizite FE-Ansätze wegen ihrer besseren numerischen Stabilität bei nichtlinearen Problemen (Kontakt, große Verformung) bevorzugt werden [183].

Im Gegensatz zu Metallen, deren Fließfähigkeit im Umform- oder Tiefziehprozess genutzt wird, treten bei kontinuierlich faserverstärkten thermoplastischen Halbzeugen andere Deformationsmechanismen auf. In der Literatur wird insbesondere für gewebeverstärkte Halbzeuge unterschieden zwischen Streckung des gewellten Fadens und überlagerter Fadendehnung bei Zug, Fadenknicken bei Druck sowie Fadenverschiebung und Gewebescherung infolge Drapieren oder Umformen. Mit Ausnahme der Gewebescherung besitzen die übrigen Deformationsmechanismen nur geringes Umformpotential, sorgen jedoch für einen Abbau lokaler Spannungsspitzen. Eine Druckbeaufschlagung kann mikroskopisch zum Knicken einzelner Fäden und Lockern der Verschlaufungsstellen sowie makroskopisch zu Beulen bzw. Faltenbildung führen. Diese Effekte sind gekoppelt an Bindungsart, Fadenquerschnittsform und Fadendichte. Die Gewebeparameter führen zu unterschiedlicher Kett- und Schussfadenwelligkeit, was unter Zugbelastung zu differenziertem Streckungs- bzw.

makroskopischem Querdehnungsverhalten führt (Abbildung 5.4) [186, 187]. Die dominierenden Umformmechanismen im GV-FKV sind inter- und intralaminare Scherung, Matrixfließen und Faserfließen quer zur Faserlängsachse. In den meisten Modellen wird hierfür jede Einzelschicht als Schale unter Implementierung geeigneter Kontaktbedingungen und Materialgesetze für interlaminaren Schub sowie viskoser Schalenreibung abgebildet [184, 188, 189].

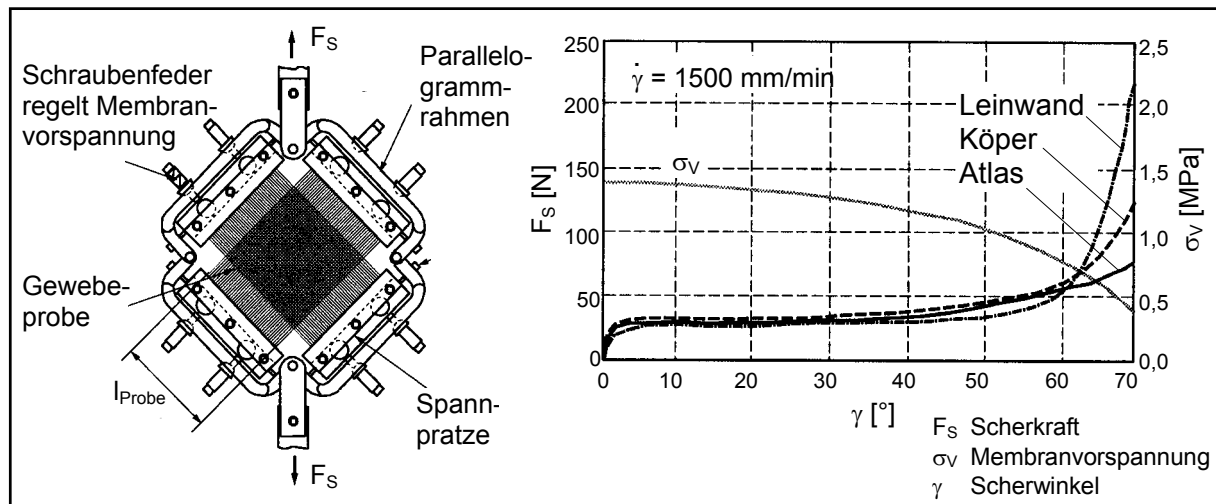


Abbildung 5.3: Mit Parallelgrammspannrahmen ermitteltes Scherverhalten von CF-Geweben verschiedener Bindungsarten [11, 105, 188]

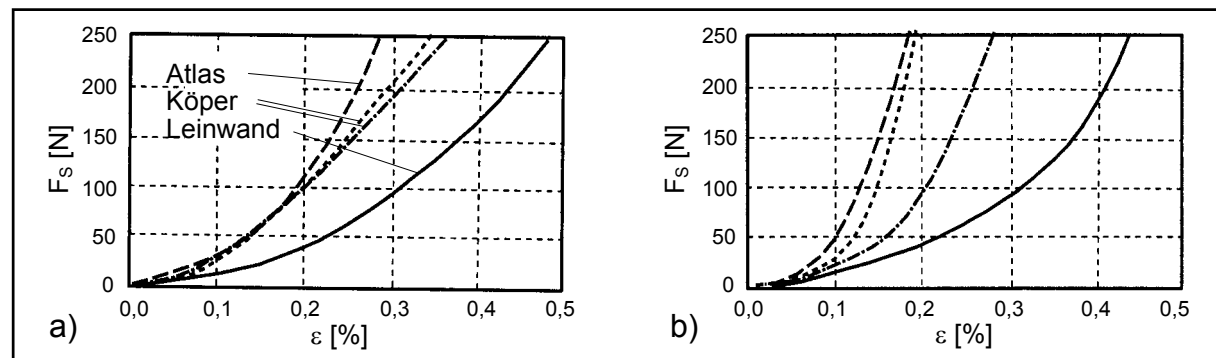


Abbildung 5.4: Kraft-Dehnungsverlauf verschiedener Glasfasergewebe in a) Kett- und b) Schussrichtung [10]

Die sich beim Drapieren einstellende Gewebescherung ermöglicht infolge ihrer parallelogrammförmigen Verkleinerung der Gewebeeinheitszellenfläche von A_0 zu A ein Abformen komplexer mehrfach gekrümmter Geometrien (Abbildung 5.5). Für Gewebe mit geringer Fadenwelligkeit und Fadendichte gilt die Annahme konstant bleiben-

der Abstände zwischen den um ihren geometrischen Mittelpunkt drehenden Verschlaufungspunkte was eine Bestimmung des Scherwinkels γ nach (5.1) zulässt.

$$\frac{A}{A_0} = \cos \gamma \quad (5.1)$$

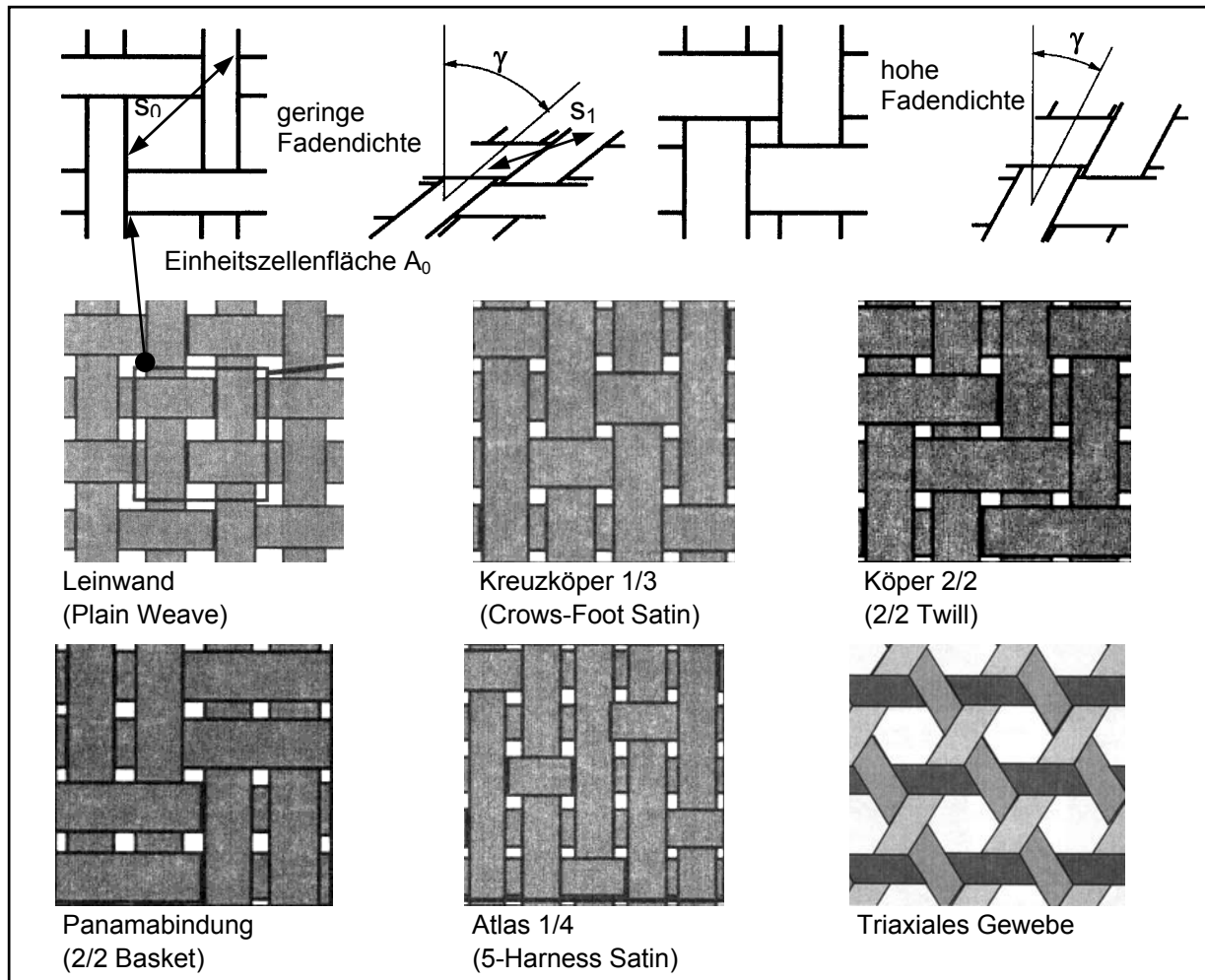


Abbildung 5.5: Scherverformung einer Gewebeeinheit und marktübliche 2D-Gewebetypen [105]

Eine höhere Fadendichte wie in technischen Geweben üblich führt zu frühem Scherblockieren, das gekennzeichnet ist durch einen drastischen Anstieg der Scherkraft (vgl. Abbildung 5.3) infolge des Übereinanderzerrens der im ursprünglichen, ungescherten Zustand parallel zu einander verlaufenden Fäden. Die resultierende Dickenänderung wird bis zum Erreichen des Blockierwinkels durch Annahme von Volumenkonstanz hinreichend genau beschrieben und ist neben der erwähnten Fadendichte und Bindungsart abhängig von der das Deformations- und Reibverhalten definierenden Faser-Schlichte-Kombination. Ab dem Scherblockieren wird die Dickenänderung

vom Fadenquerschnitt dominiert. Die thermoplastische Matrix beeinflusst maßgeblich das Umformergebnis wegen ihrer relativ hohen Schmelzviskosität und der geringen Umformzeiten, die den Abbau von Eigenspannungen verhindern. Bei Vernachlässigung der Matrixfließvorgänge in Fadenrichtung und unter Annahme des zeitlich zugelassenen vollständigen Abbaus der Eigenspannungen kann Volumenkonstanz in der Gewebereinheitszelle angenommen werden und es gilt [190]:

$$t = \frac{t_0}{\sin 2\vartheta} \quad \text{mit } 2\vartheta = 90^\circ \mp \gamma \quad (5.2)$$

$$\varphi = 1 - \frac{(1 - \varphi_0)}{\sin 2\vartheta} \quad (5.3)$$

$$2\vartheta_{\text{Block}} = 2 \cos^{-1} \left(\frac{\sqrt{2} s_1}{2 s_0} \right) \quad s_0, s_1 \text{ siehe Abbildung 5.5} \quad (5.4)$$

5.2.2 Umformsimulation einer Zehenschutzkappe

Die im weiteren vorgestellte Simulation wurde mit dem expliziten FE-Programmsystem PAM-FORM durchgeführt. Das ausgewählte Materialmodell 140 ist ein Zweiphasenmodell aus elastischer Faser als Feder und viskoelastischer Matrix als Feder-Dämpfer-System (Maxwell Modell). Je Zeitschritt wird auf Basis der Ausgangsdicke des Organoblechs und unter Annahme von Volumenkonstanz die lokale Dicke im Bauteilmodell berechnet. Die benötigten Kennwerte für die nicht-isotherme Simulation sind E-Modul und Dichte des FKV sowie für das Gewebe der mittels Scherrahmen ermittelte Blockierwinkel und die Schubmoduli vor und nach dem Blockieren. Ferner sind die Reibkoeffizienten zwischen den einzelnen FKV-Lagen sowie zwischen den Werkzeughälften und dem FKV anzugeben.

Die mechanischen Randbedingungen im Simulationsmodell sind die lediglich vertikale Translation der Patrize, kein Freiheitsgrad für die Matrize und Zugkräfte an den Organoblechrändern zur Simulation eines Niederhaltesystems. Wegen nicht vorhandener Symmetrie wurden Werkzeug und Kappe komplett modelliert. Ein Zeitschritt beträgt 10^{-6} s. Um die Gesamtrechnenzeit zu verkürzen wird mit erhöhter Erdbeschleunigung gerechnet und zum Ausgleich die nachfolgenden Werkstoffkennwerte entsprechend korrigiert (Absenkung der E-Moduli oder Erhöhung der Dichten).

Abbildung 5.6 zeigt das Netz des Organoblechmodells nach der Umformsimulation. Aufgeführt sind die Ergebnisse einer Einzelschicht bei $0^\circ/90^\circ$ -Ausrichtung des Orga-

noblechs in Bezug zu den Werkzeugaußenkanten (vgl. Stempel Abbildung 5.2 und Abbildung A.9). Diese Ausrichtung bietet die besten Resultate hinsichtlich der statischen und dynamischen Steifigkeitsanforderungen, wenngleich eine 45°-Anordnung eine bezüglich Bruchverhalten günstigere Lastverteilung im für das Gesamtbauteilverhalten kritischen und nachfolgend als Kappennase bezeichneten Bereich erlaubt (schwarz eingefärbter Stempelbereich in Abbildung 5.2). Ersichtlich ist die Konsistenz der Ergebnisse hinsichtlich Faserorientierung und Dickenverteilung. In Bereichen maximaler Scherung, d.h. minimalem Winkel zwischen Kett- und Schussfaden befinden sich die Stellen mit maximaler Dicke. Darüber hinaus lässt sich der erforderliche Zuschnitt des Organoblechs bestimmen.

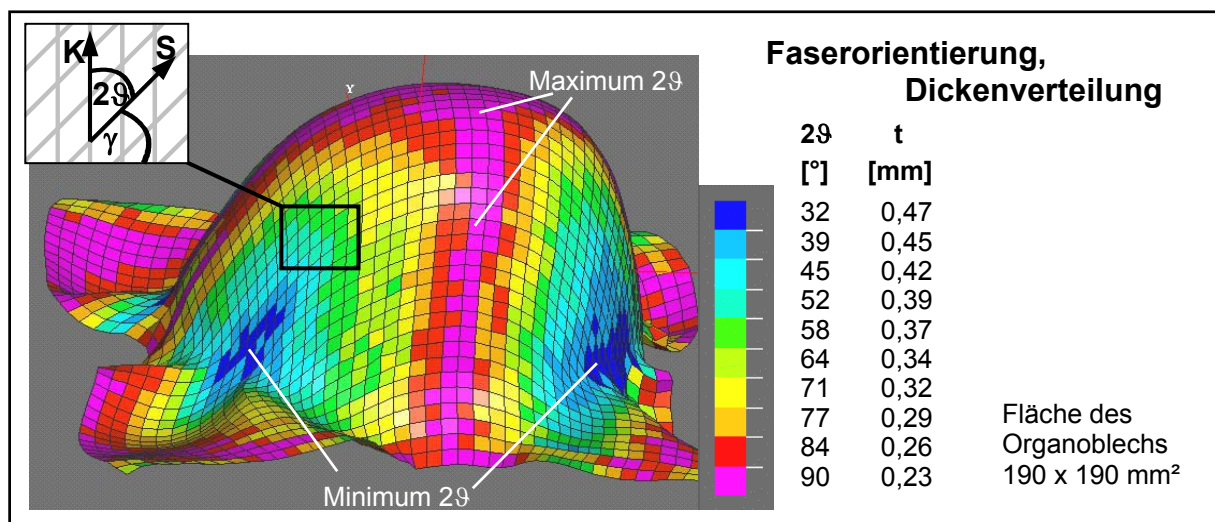


Abbildung 5.6: Ergebnisse der Umformsimulation: FE-Netz, Winkel zwischen Kett- und Schussfaden und Dickenverteilung in einer Einzelschicht des Organoblechs

Neben der eigentlichen Nutzbarmachung der Simulationsergebnisse für die Strukturanalyse steckt sich diese Arbeit das Ziel die Aussagekraft der neuartigen Analyse unter praxisnahen Bedingungen zu validieren, d.h. auf Basis von ingenieurmäßig zu treffenden, falls möglich durch Fachliteratur abgesicherter Kennwertannahmen. Aus diesem Blickwinkel ist die in Abbildung 5.7 vorgenommene Validierung der Dickenberechnung mit Messungen an 6 Bauteilen zu betrachten. Sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Prototyp herrscht im Bereich der Kappennase, den Positionen 2 und 3. Unterschätzt werden die Positionen 1, 4, 5 und 7, was einer konservativen Betrachtung entspräche, wobei die mit 22 % größte Abweichung in Position 4 festzustellen ist. Insbesondere die später vorgestellten Zehenschutzkappen mit Tai-

lored-Blank-Aufdickung im Nasenbereich erfordern hier zusätzliche Nachbearbeitung des Stempels (Positionen 4-7 bzw. grau eingefärbter Stempelbereich Abbildung 5.2). Infolge der unsymmetrischen Kappenform führen schon geringe Fehler bei der Ausrichtung des Organoblechs im Werkzeug, insbesondere in Verbindung mit den aufgeklebten Tailored-Blanks, zu messbaren Abweichungen in der Bauteilwanddicke und demnach im Herstellprozess zu Unterschieden in Gewebescherung, Druckverteilung und Matrixfließen in der Werkzeugkavität. Eine Verifizierung der Faserorientierung konnte wegen der nicht zur Verfügung stehenden, geeigneten Untersuchungsmittel nicht vorgenommen werden. Die qualitative Sichtprüfung fällt positiv aus. Im Unterschied zur Simulation war, zusätzlich zu den Positionen 4-6, Faltenbildung in Position 1 feststellbar, wo und wohl auch als Folge eine größere Bauteildicke gemessen wurde. In Position 6, dem Bereich der maximalen Scherung ($2\vartheta = 32^\circ$, Abbildung 5.6), tendiert die Simulation zu Überschätzung. Die Begründung findet sich bereits in Abbildung 3.8. Für große Scherwinkel übersteigt der trigonometrische Ansatz des Fischnetzmodells signifikant die gemessene Laminatdicke. Die moderaten Abweichungen (i.a. unter 16 %) trotz der in der Praxis umfangreich zu treffenden Kennwertannahmen und insbesondere die gute Prognose in den auslegungsrelevanten Punkten ermutigen die Ergebnisse der Umformsimulation einer weiterführenden Nutzung in der Strukturanalyse zuzuführen, um dem Ziel einer prognosefähigen Auslegung einen Schritt näher zu kommen.

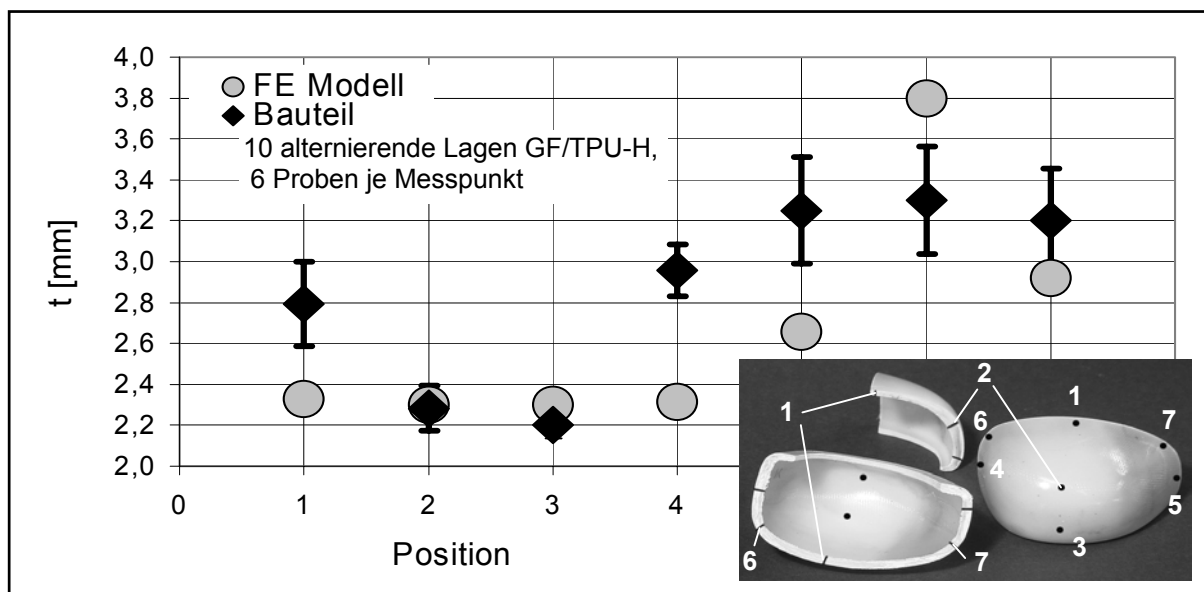


Abbildung 5.7: Simulation des Umformprozesses – Validierung der Dickenverteilung

5.3 Strukturanalyse

5.3.1 Schnittstelle und Modellgenerierung

Die geometrische Basis der Umformsimulation bildet die marktetablierte Stahlzehen-schutzkappe 701. Die im Umformwerkzeug von Stahlbauweisen konstante Kavität ist bei Verwendung eines Organoblechs im zugehörigen Werkzeug lokal (im Anwendungsfall laut Designrandbedingung patrizenseitig) der Gewebescherung anzupassen. Diese Ausgangsgeometrie trägt im weiteren die Bezeichnung 701-0. Der Zusatz bezieht sich auf den maximal am Stempel in Position 2 abgefrästen Betrag in Millimetern zur lokalen Bauteilaufdickung mittels Tailored Blank (TB).

Die Aufbereitung der Umformsimulationsergebnisse erfolgt im Preprozessor des Strukturanalyseprogramms ANSYS. Die in der ANSYS Programming Design Language (APDL) geschriebene Schnittstelle ermöglicht die semiautomatisierte Abarbeitung der in Abbildung 5.8 skizzierten Arbeitsschritte.

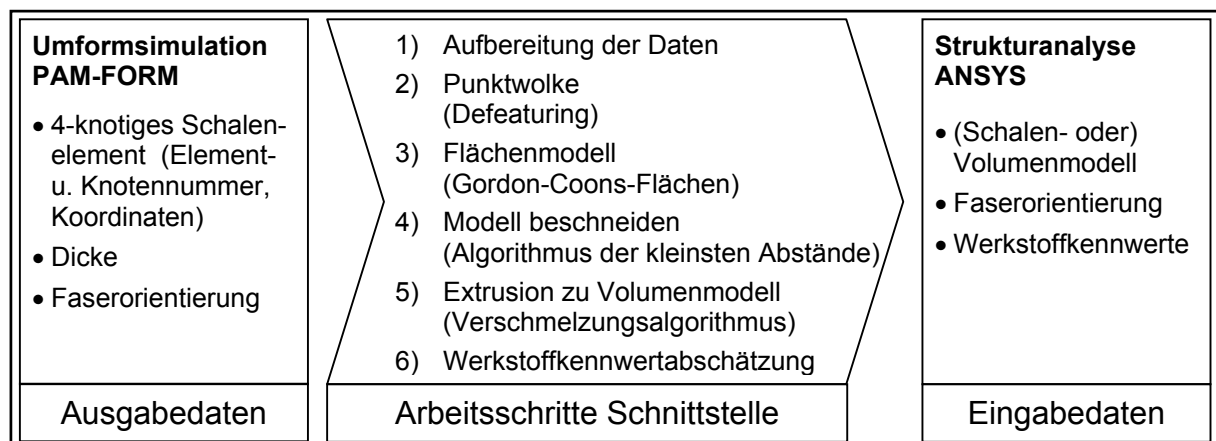


Abbildung 5.8: Entwickelte Schnittstelle PAM-FORM / ANSYS

Nach der Formatübersetzung der Simulationsergebnisse wird wegen der einfacheren Handhabung bei der 3D-Vernetzung das Simulationsnetz in eine (Knoten-) Punktwolke überführt. Mit den zuvor je Element verknüpften Punkten werden neue Gordon-Coons-Flächen erzeugt und das resultierende Flächenmodell entsprechend der in der Norm geforderten Zehenlänge (Schnittebene A, Abbildung 5.9) bzw. Bodenfreiheit (Schnittkante B, Abbildung 5.9) durch Boole'sche Operation beschnitten. Wegen der feinen Element- und Flächendiskretisierung (2500 Flächen, à 2 x 2 mm²) ist der geometrische Unterschied zwischen Flächen- und Schalenmodell vernachlässigbar. Nach Extrusion jeder einzelnen Fläche um den aus der Simulation stammenden

Betrag, wobei entstehende Spalte durch Verschmelzen der neu generierten Punkte geschlossen werden, wird jedes Volumen mit einem geschichteten Volumenelement vernetzt. Volumina sind in diesem Falle erforderlich, da das erlaubte Kantenlängen-Krümmungsradius-Verhältnis in einigen Schalenelementen unterschritten würde. Zur Vermeidung von Nadel- oder Nullelementen müssen zuvor ungünstige Schnittflächen korrigiert werden. Dies erfolgt durch den so genannten Algorithmus der kleinsten Abstände, d.h. innerhalb eines Toleranzbereichs werden zu kleine Flächen und ungünstige Seitenverhältnisse gelöscht und ihre Knoten auf die Schnittkante verschoben.

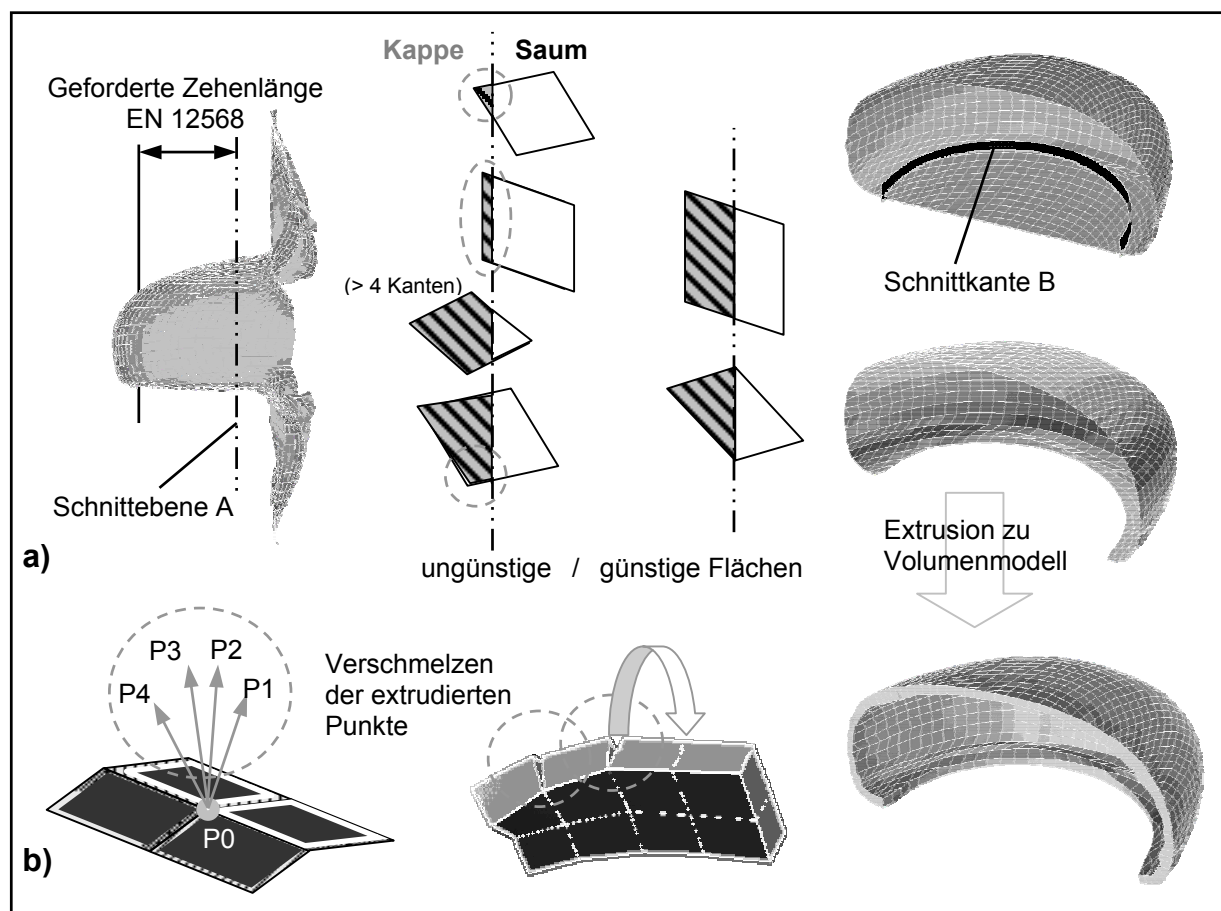


Abbildung 5.9: Schnittstelle PAM-FORM / ANSYS: a) Modell beschneiden, b) Extrusion des Schalenmodells zu Volumenmodell

Der Stand der Technik bei der Werkstoffmodellierung gewebeverstärkter FKV ist äußerst unbefriedigend. Bezüglich der steifigkeitsorientierten Modellgenerierung wird am häufigsten ein *differenzierendes Materialmodell* verwendet, bei dem das Gewebe in einzelne, einfach darstellbare UD-Schichten je Fadenrichtung getrennt wird. Auf Basis der Elementgröße lässt sich auf diese Weise durch abwechselnde UD-Orien-

tierung in nebeneinander liegenden Elementen ein Mosaikmodell nachempfunden. Wegen der im allgemeinen sehr deutlichen Größenunterschiede zwischen Bauteil und Gewebeeinheit zelle und der folglich nicht hinreichend umsetzbare Elementdiskretisierung für ein Mosaikmodell gemäß Abbildung 3.5 kann diese Modellierung letzterem nicht wirklich entsprechen. Es beinhaltet ferner auch keine Schubkopplung der Schichten.

Beim *verschmierten Materialmodell*, das die globalen Werkstoffkennwerte des GV-FKV abbildet, muss jedem Element die dem der lokalen Gewebescherung im Bauteil entsprechenden Werkstoffkennwerte des GV-FKV zugeordnet werden. Da sich für Auslegungsaufgaben aus Zeit- und Kostengründen der in Kapitel 3.3.2 diskutierte Aufwand zur experimentellen Charakterisierung dieser Kennwerte oftmals nicht rechtfertigen lässt, müssen Berechnungsunterprogramme basierend auf analytischen Modellen für biaxial nicht-orthogonale Gewebeverbunde herangezogen werden. Diese durch Entfernen des Kettfadens modifizierte triaxialen Varianten der „Crimp“- und „Bridging“-Modelle (Kapitel 3.3.2.1) beschreiben aber nicht die interlaminaren Kennwerte. Auch denkbar ist die Realisierung eines verschmierten Materialmodells durch „FE submodelling“. Diese bedingt aber Untermodelle für jedes einzelne Element infolge ihrer fast beliebig unterschiedlichen Gewebescherung, was ein rechenintensives Gesamtmodell bedeutet.

Desweiteren sind aus der Literatur *Zweiphasenmodelle* bekannt, die sich aus Faserbalken- und Matrixvolumenmodellen zusammensetzen und auch die Schubkopplung berücksichtigen. Ihre detaillierte, auf die Gewebeeinheit zelle dimensionierte Modellbasis erscheint für größere Bauteilauslegungen ebenfalls wenig effizient. Die Charakteristik dieses Modellansatzes ist in Zweiphasenelementen, die ursprünglich zur Modellierung von armiertem Beton entwickelt wurden, anwendungsfreundlich integriert [191]. In einem die Matrix repräsentierenden Volumenelement können bis zu drei Armierungen definiert und durch Werkstoffangabe, Volumenverhältnis und Orientierung, allerdings ohne Simulation der Gewebeverschlaufung, beschrieben werden. Das Matrixvolumenelement kann Rissbildung und Kollabieren unter Zug bzw. Druck nachempfinden sowie durch Nutzung nichtlinearer Materialdaten plastische Deformation und Kriechen berücksichtigen. Die ebenfalls plastische Deformation und Kriechen simulierenden Verstärkungen im Element übertragen Zug und Druck, nicht je-

doch Schub. Gegen die Anwendung der Zweiphasenelemente in der FKV-Auslegung sprechen die zusätzlichen, für FKV unbekannten Elementparameter und die fehlende Unterstützung der Auswertungsroutinen mit FKV-typischen Versagenskriterien.

Auf der Grundlage des in Kapitel 3.3.2.1.1 vorgestellten analytischen Modells zur Bestimmung der Steifigkeiten in einem orthogonalen GV-FKV, wurde diese Theorie auf gescherte Gewebe erweitert. Die theoretische Modellerstellung ist abgeschlossen und wird im folgenden erläutert. Jedoch bedarf die programmtechnische Umsetzung im Unterprogramm Kennwertabschätzung der Schnittstelle und die automatisierte Übertragung seiner Rechenergebnisse in das strukturmechanische Modell noch der Überarbeitung, weshalb die geplante Modellvalidierung mit der aus diesem Grunde durchgeführten, in Abbildung 3.9 präsentierten experimentellen Kennwertermittlung auf zukünftige Arbeiten verschoben werden muß. Im genannten FE-Unterprogramm der Schnittstelle zur Kennwertabschätzung, das die experimentelle Kennwertermittlung simuliert, werden homogenisierte Laminatkennwerte in Abhängigkeit des Scherwinkels ermittelt und in einer Ausgabedatei der Schnittstelle abgelegt. Die für jeden Gewebetyp charakteristische Einheitszelle wird in Unterzellen unterteilt, die sich durch ihren dreischichtigen Aufbau aus einer Matrixschicht und UD-Schichten in Kett- und Schuss-Richtung in vier Typen gliedern lassen (Abbildung 5.10). Analog zum analytischen Modell wird der gekrümmte Fadenbereich (l_g , vgl. Abbildung 3.6) durch eine um den maximalen Faserwelligkeitswinkel $\theta_{S,max}$ bzw. $\theta_{K,max}$ geneigte UD-Schicht dargestellt (Gleichungen (3.49)-(3.50)). Die geometrischen Abmessungen der Unterzelle und ihrer Schichten ergeben sich aus den Gleichungen (3.51)-(3.52), die zugehörigen Materialkennwerte aus (3.53)-(3.64). Im Falle der Gewebescherung wird die Faserorientierung der Kett- und Schuss-UD-Schichten um den Winkel ϑ bezüglich der K-S-Winkelhalbierenden (Prüfachse des Zugversuchs) in der Schichtebene gedreht und Dicke sowie Faservolumengehalt entsprechend Abbildung 3.8 linear korrigiert. Darüber hinaus wird zur Vermeidung von Kopplungseffekten eine um die K-S-Winkelhalbierende gespiegelte Einheitszellenkopie in Dickenrichtung hinzugefügt. Zur Vermeidung von Randeffekten (Modell besitzt Bauteilsymmetrie, aber keine Werkstoffsymmetrie) werden Original und Kopie dreifach, unter Berücksichtigung des Versatzes bei $l_{0,K} \neq l_{0,S}$ hintereinandergeschaltet sowie von mindestens fünf Elementreihen zur Rechteckprobe aufgefüllt. Die mechanische Randbedingung am

resultierenden Zugprobenmodell umfasst die feste Einspannung am einen Probenmodellrand und die der Dehnung nach Kapitel 3.3.2.2 entsprechende Translation des gegenüberliegenden Modellrands. Die Auswertung erfolgt nach (3.74), (3.75) und (3.79) im Bereich einer Einheitszelle.

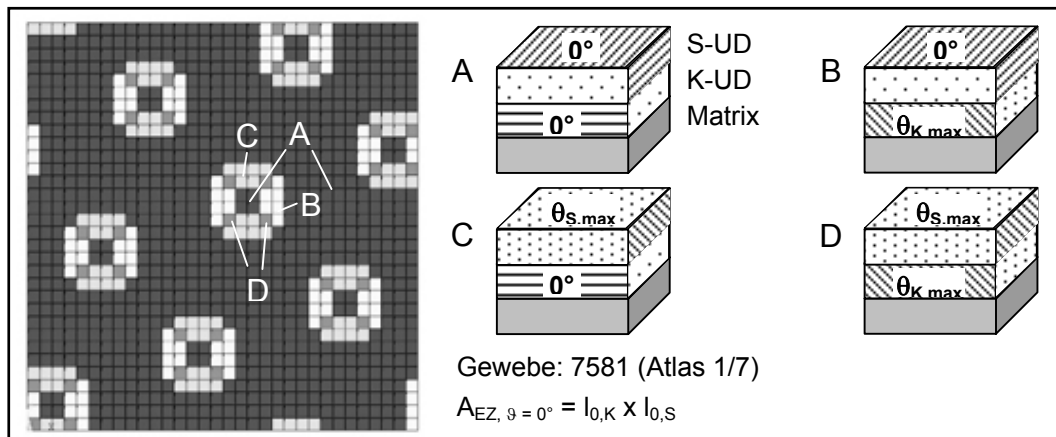


Abbildung 5.10: Werkstoffmodell – Einheitszelle mit 4 Unterzellentypen

Der experimentelle Validierung der vorgestellten prozesssimulationsgestützten Strukturanalyse und der in der Praxis verbreiteten Strukturanalyse mit durchgehend orthogonal orthotroper (ungescherter) Materialmodellierung wird im folgenden durchgeführt. Zum Einsatz kommt in beiden Strukturmodellen der Zehenschutzkappe das diskutierte differenzierende Materialmodell unter Verwendung des Schichtelements SOLID 46. Wegen der starken Krümmung im Verhältnis zur Dicke und großen Verformungen in Elementnormalenrichtung sind die Vereinfachungen der Schalentheorie nicht mehr zulässig, weshalb ein in diesem Fall aus rund 1200 Elementen bestehendes Volumenmodell bevorzugt wird. Jedes Schichtelement besteht beim differenzierenden Materialmodell aus 2x10 Schichten, wobei für jede Schicht die in der Umformsimulation berechnete Dicken- und Fadenorientierung in einer je Element angelegten Elementkarte abgelegt wird. Lokale Tailored Blank-Aufdickungen werden durch manuelle Anwahl der Elemente und nach Angabe von Dicke, Schichtanzahl und Orientierung eingearbeitet. Wie bei allen FKV-Aufgaben ist auf eine sorgfältige Überprüfung der Elementorientierung zu achten (Abbildung 5.11 a). Die rechteckigen Druckplatten und der keilförmige Impaktor werden als starre Körper modelliert und mit dem Kontaktelement TARGET 170 vernetzt. Die zur Kontaktpaarung gehörenden Elemente des Typs CONTACT 173 überziehen die Oberfläche der Volumenelemente SOLID 46 der Zehenschutzkappe. Im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse auf Basis

des Newton-Raphson-Verfahrens wurden die einzustellenden Kontaktparameter und vorzunehmenden Einstellungen für Kontaktsteifigkeiten, Durchdringungstoleranzen sowie diverse Berechnungsschalteroptionen ermittelt [200]. An der unteren, fest eingespannten wie auch oberen, lediglich vertikal beweglichen Platte bzw. dem Impaktor wird jeweils ein Pilotknoten P1 und P2 definiert, worauf Last und Blockierung der Freiheitsgrade aufgegeben werden. Bei der quasistatischen Simulation des dynamischen Druckversuchs entspricht ihr Betrag der Ersatzlast F_{dyn} . Abbildung 5.11b-c zeigen das Verformungsbild einer nicht im Bodenbereich ausgeschnittenen Kappe. Wegen der ersichtlichen Einwölbung des Bodens unter Last ist an dieser Stelle der erwähnte Ausschnitt vorzusehen, der zwar zu einer Strukturschwächung der Kappe führt und ein Auseinanderdriften der Seitenränder begünstigt, den Betrag des Druckwiderstands (vertikale Zehenfreiheit) aber deutlich vergrößert.

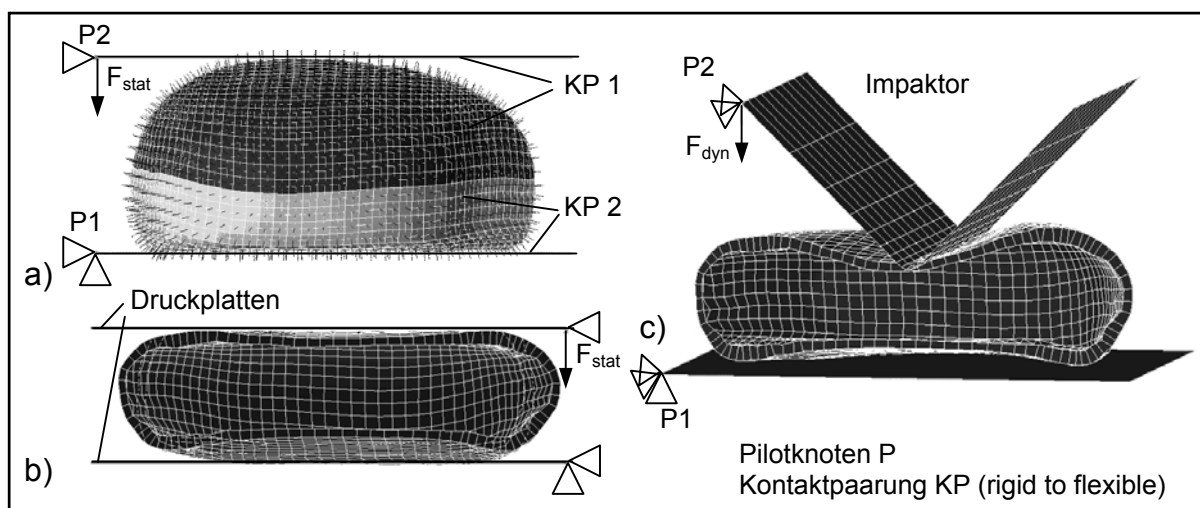


Abbildung 5.11: FE-Modell einer GV-FKV-Zehenschutzkappe: a) vernetztes Modell mit Randbedingungen, b) Verformungen beim statischen und c) dynamischen Druckversuch (quasistatische Betrachtung)

5.3.2 Berechnungsergebnisse und Modellvalidierung

Die experimentelle Modellvalidierung in Abbildung 5.12 zeigt, dass die in der Praxis übliche GV-FKV-Modellierung als zwei zueinander orthogonale UD-Schichten in meridialer und lateraler Kappenrichtung nach Abbildung 5.14 dem Verformungsverhalten zwar recht nahe kommt, den Druckwiderstand und somit die Werkstoffsteifigkeit (da der Struktursteifigkeitsunterschied zwischen Modell und Experiment vernachlässigbar ist) über- bzw. die reale Verformung um 21 % unterschätzt. Hauptver-

antwortlich ist in erster Linie die nicht berücksichtigte Gewebescherung in den Positionen 6 und 7, die zu einer Faserverstärkung in lateraler Kappenrichtung führt (Definition laterale Richtung, vgl. Abbildung 5.6). Das Modell mit Gewebescherung erlaubt eine hervorragende Abschätzung der Verformung mit lediglich 2 % über dem Messwert des statischen Druckversuchs bei 15 kN. Der Grund für die in beiden Modellen vorliegende rechnerische Überschätzung bei geringer Last wird in der Faltenbildung in Position 1 von Modell Y1 vermutet, welche von der Simulation nicht erkannt wurde. Der Effekt dieses zu steif modellierten Kappenbereichs im Auftreffpunkt der Druckplatte verschwindet mit zunehmendem Eindrücken der konkaven Kappe im weiteren Versuchsverlauf, weswegen immer größere Kappenbereiche zum Tragen kommen und die Druckwiderstandskennlinie zunächst progressiv ansteigt. Mit dem Eintreten von Makrorissen nimmt sie einen degressiven Verlauf bis hin zum endgültigen Versagen der Zehenschutzkappe, was infolge der linear-elastischen Werkstoffmodellierung keine Widerspiegelung in der Kennlinie des FE-Modells finden kann. Betrachtet man die Bauweisen ohne Tailored Blank (Modelle Z1 und Z2), so führt die Faserverstärkung solange zu identischer Bauteilverformung bis das unterschiedliche Versagensverhalten der Matrixsysteme zum Tragen kommt. Die PA66-Probe Z2 neigt zu Sprödbbruch während Delamination das Versagensbild der TPU4890-Probe Z1 dominiert. Analog stimmen bis zum Eintritt der Degression die dynamischen Druckwiderstandskennlinien von Experiment und Berechnung gut überein (Abbildung 5.13).

Obwohl wegen der noch nicht befriedigend gelösten Materialmodellierung hinsichtlich Werkstoffversagen auf eine Festigkeitsanalyse verzichtet wurde, wird im weiteren ein visueller Vergleich von am Bauteil auftretender Falten- und Rissbildung mit den in der FE-Analyse erkannten und berechneten Falten und Spannungsmaxima sowie dem daraus ableitbaren, zu erwartenden Schadensverhalten vorgenommen. Abbildung 5.14 zeigt für Modell Y1 einen qualitativen Vergleich zwischen berechneten Spannungsmaxima beim statischen Druckversuch und dem sich einstellenden Schadensbild nach Abschluss der Prüfung. Da die Kappe durch Delamination versagt, zeigt sie wie gefordert keine durch die Wand durchgehende Risse, was eine Fußverletzung durch Fasersplitter wie beim Sprödbbruch vermeidet. Dominant für das Verformungs- und Versagensverhalten sind die um die Meridianachse wirkenden Biegemomente. Das primäre Biegemoment führt zu einer in der Kappennase beginnenden

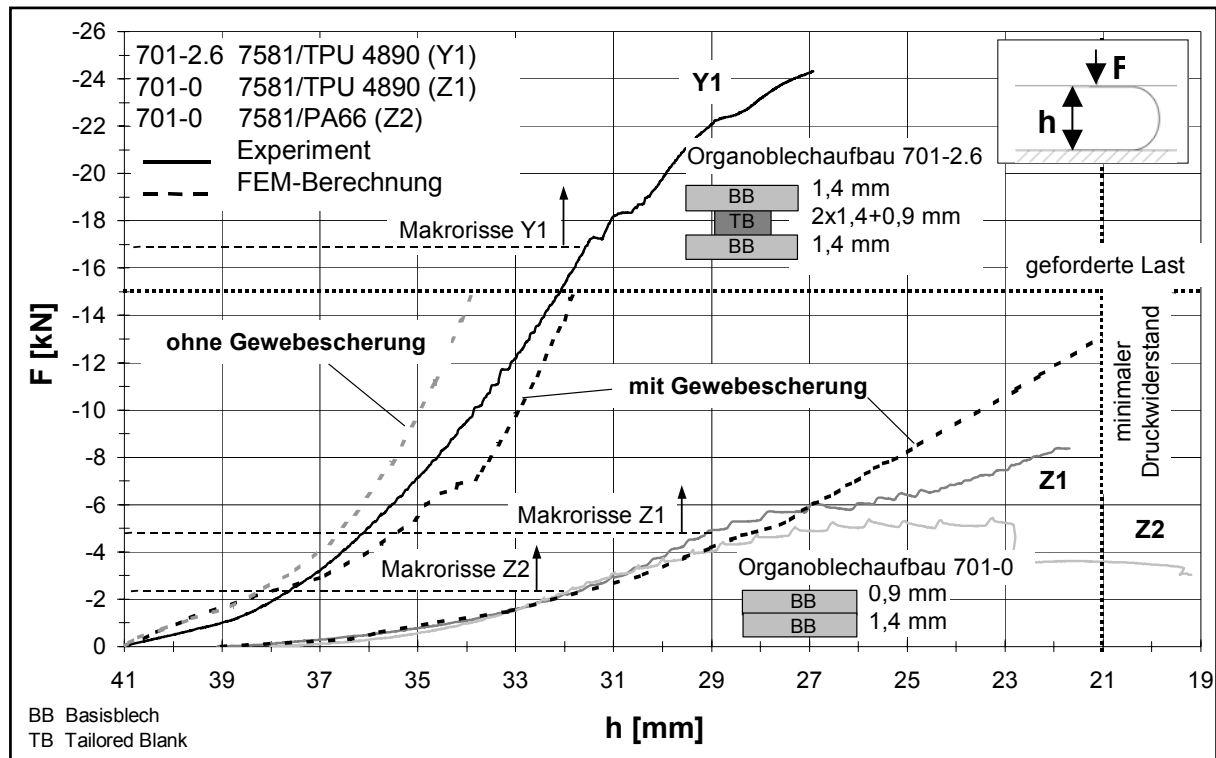


Abbildung 5.12: Modellvalidierung statischer Druckversuch

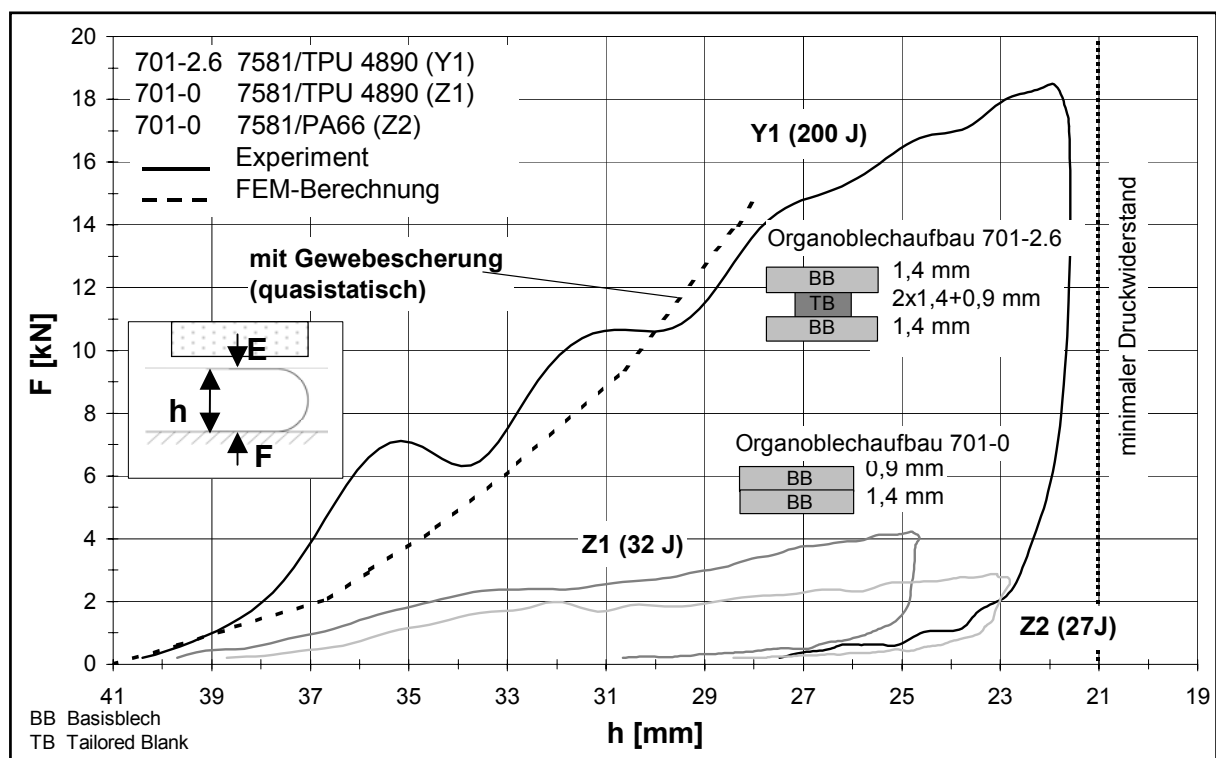


Abbildung 5.13: Modellvalidierung dynamischer Druckversuch

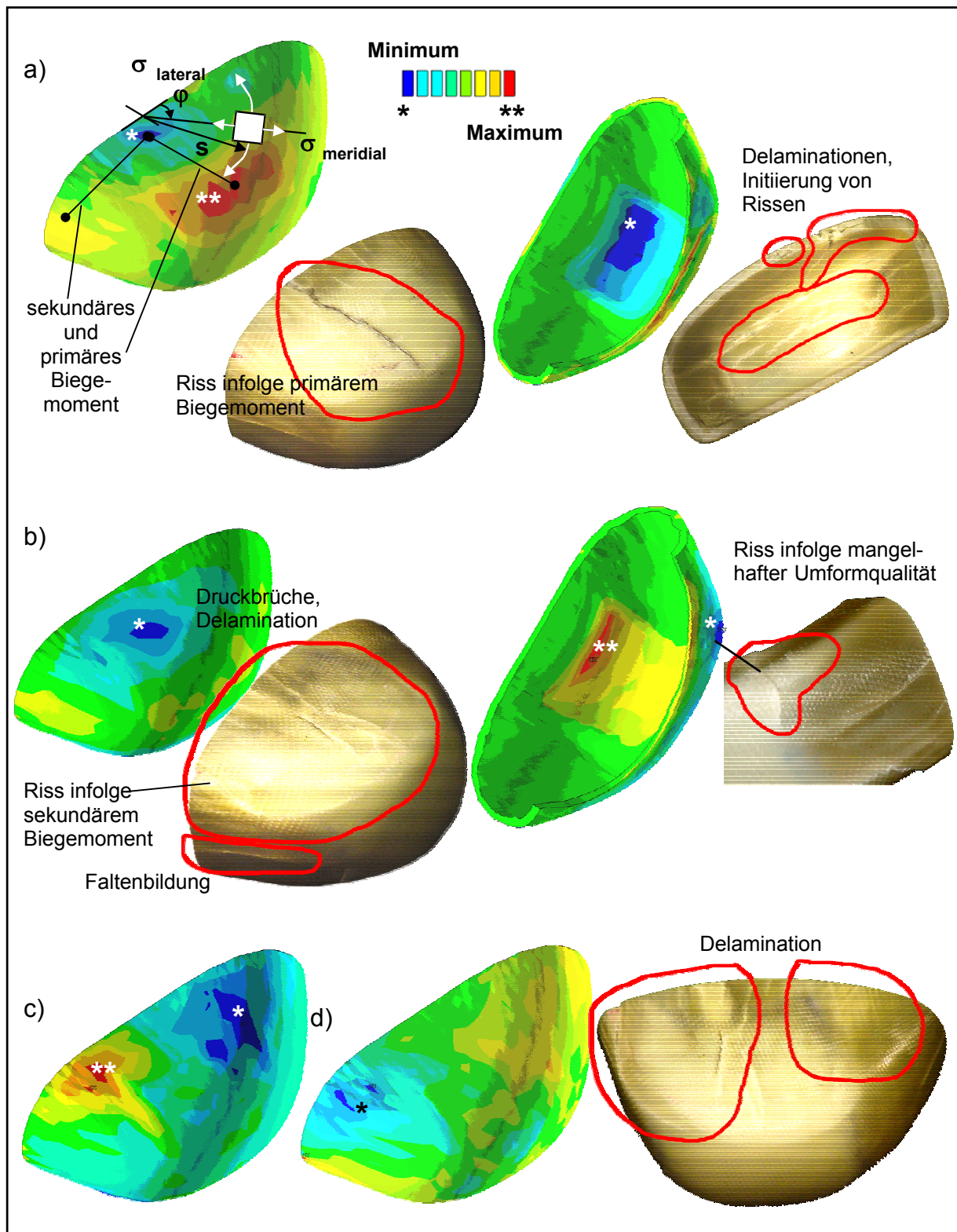


Abbildung 5.14: Strukturanalyse - statische Druckprüfung: Normalspannungen in a) meridiale, b) laterale Richtung; Schubspannungen in c) Laminebene, d) Dickenrichtung sowie Zuordnung zu Bauteilschadensbilder

Rissausbreitung in Meridianrichtung (Abbildung 5.14 a). Das sekundäre, parallel zur Kappenkante wirkende Biegemoment ist zwar betragsmäßig kleiner, ist aber je nach Größe und Form der in den Seitenbereichen auftretenden, auch in der Simulation vorhergesagten Faltenbildung verantwortlich für das Strukturversagen. Die Intention für die Übertragung des FE-Netzes der Umformsimulation in die Strukturanalyse war die Beurteilung von im Herstellprozess nicht vermeidbaren Fehlstellen wie Falten auf das Gesamtbauteilverhalten. Insbesondere Abbildung 5.14 b) beweist, dass dies mit diesem neuartigen Auslegungsprozess gelungen ist. Der Ort des berechneten Druckmaximums auf der Kappenunterseite stimmt mit dem schlecht umgeformten Kappenbereich überein, wo im Experiment Risse auftraten. Ersichtlich ist die bidirektionale Beanspruchung des eingearbeiteten Tailored Blank (meridial: Druck, lateral: Zug). Die im weiteren vorgestellten Ergebnisse einer experimentellen Studie zur Verwendung von Gewebetypen mit unterschiedlichen Kett-Schussverhältnissen bestätigt die daraus abzuleitende notwendige bidirektionale Faserverstärkung.

5.4 Prototypenherstellung und Bauteilprüfung

Zur Prototypenherstellung mittels Thermoformen wird das Organoblech einem Infrarotstrahlerfeld ausgesetzt. Nach seiner Erwärmung über Erweichungs- aber unterhalb der Schmelztemperatur des Thermoplasts wird das Blech in einem auf einer hydraulischen Presse montierten Werkzeug zur Kappe umgeformt, unter seine Rekristallisationstemperatur abgekühlt und entformt. Zur Reduzierung der bei Erreichen des Blockierwinkels auftretenden Faltenbildung werden durch Niederhalter, Federsysteme (wie im vorliegenden Fall) oder pneumatische Systeme definiert Zugkräfte auf das Organoblech aufgegeben [192, 193]. Die für das FKV-Umformen neuartige Tailored Blank Technik erlaubt eine lokale Erhöhung der Wanddicke im Organoblechhalbzeug und somit Variabilität in der Steifigkeit der Bauweise ohne zusätzliche Fügemaßnahmen, bei effizientem Umgang mit den Materialkosten [194]. Die Prototypen wurden auf einer hydropneumatischen Presse mit einer maximalen Presskraft von 60 kN bei Werkzeugschließ- und Formgeschwindigkeiten von 190 bzw. 60 mm/s hergestellt. Die Aufheizphase des Organoblechs im Strahlerfeld variiert mit der Laminatdicke und beträgt für ein 6 mm starkes Blech 280 s. Die Zykluszeit der Umformung beträgt 23 s. Da mehrere Zuschnitte zugleich und online eine hinreichend lange Aufheizstrecke durchlaufen können, gilt diese Zykluszeit auch für den ge-

samen Prozess der Kappenherstellung. Bei unabgestimmter Aufheizung insbesondere bei großen Dickenunterschiede durch Tailored Blank-Aufbau ist mit Materialdegradation und unterschiedlichem Kristallisationsgrad in der Bauweise zu rechnen. Die Aufheizstrecke und eine gezielte Vorwärmung des Tailored Blank bieten somit weiteres Optimierungspotential im Hinblick auf eine industrielle Großserienfertigung.

Abbildung 5.15 zeigt im Einzel- und Doppelwerkzeug umgeformte Prototypen vor Entfernen des Saums. Die Verwendung eines Doppelwerkzeugs erlaubt eine effektivere Materialausnutzung durch die Herstellung eines kompletten Kappenpaares in einem Schuss. Die Laminatränder werden während des Umformprozesses infolge der Schubkopplung in das Werkzeug hineingezogen, wobei die Eckbereiche, gestrafft durch die eingehackten Rückhaltefedern, aus diesem herausragen. Die als Folge der Gewebescherung inkonstante Materialdicke führt bei nicht angepasster Kavität zu einer Blockierung des zufahrenden Stempels und somit zu einem nicht konsolidierten Frontbereich der Zehenschutzkappe (Abbildung 5.16).

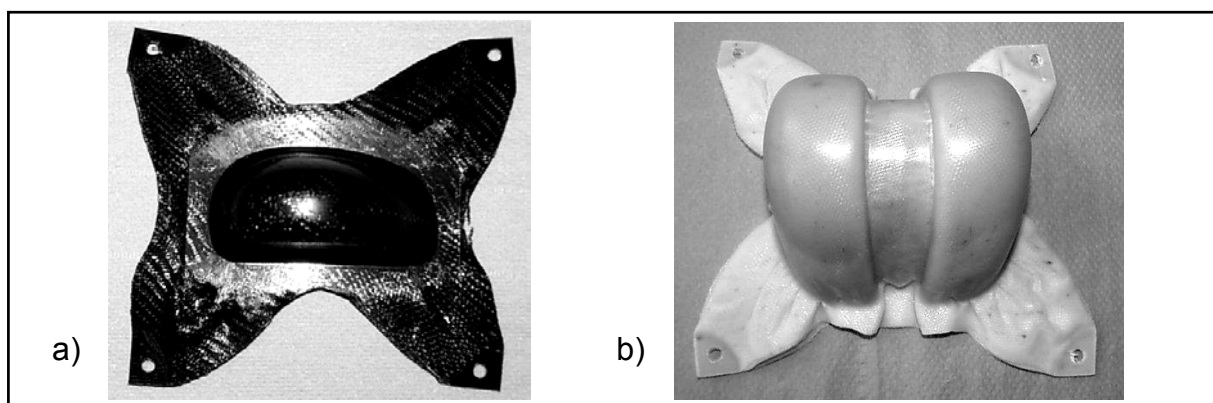


Abbildung 5.15: Umgeformte Prototypen mittels a) Einzel-, b) Doppelwerkzeug

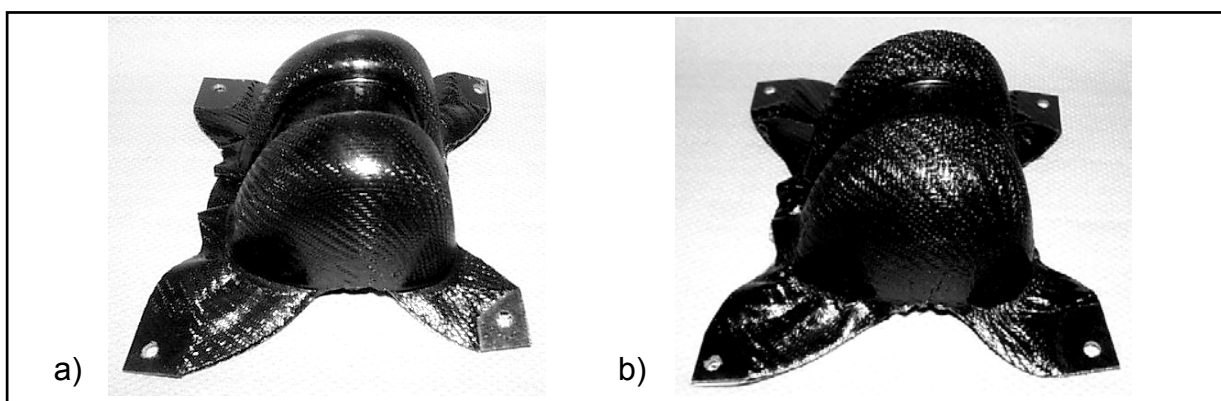


Abbildung 5.16: Umformqualität bei a) angepasster Kavität auf Blechdicke 2 mm, b) gleicher Werkzeugkavität bei Blechdicke 2,5 mm

Weitere Steigerungen des Druckwiderstands konnten durch Verbesserung der Haftung zwischen Tailored Blank und Basisblech durch Verwendung einer artverwandten TPU-Folie (TPU 58271) anstelle des ursprünglich eingesetzten PE-Heißklebers erzielt werden. Ferner führte ein auf Raumtemperatur temperiertes Werkzeug zu Kappen mit amorpher TPU-Struktur, während infolge Wärmeleitung und sinkender Abkühlrate die nachfolgenden Bauteile zu zunehmend kristalliner Matrixstruktur tendierten. Für eine Serienproduktion ist demnach eine Werkzeugkühlung vorzusehen, da amorphe Thermoplaste ein besseres Energieabsorptionsverhalten und eine höhere interlaminaire Bruchfestigkeit aufweisen [195, 196].

Die maximale Biegesteifigkeit wird in der kritischen Kappennase benötigt und konnte durch lokale Erhöhung der Kappendicke mit der beschriebenen Tailored Blank-Technik realisiert werden (Abbildung A.9). Eine Tailored Blank-Positionierung zwischen oder außerhalb zweier Basisbleche hatte keinen nennenswerten Einfluss auf den dynamischen Druckwiderstand. Unter Voraussetzung delaminationsfrei verbundener Basisbleche im Bereich der Kappenoberseite (Position 1) durch ausreichenden Umformdruck (angepasste Kavität) konnte der statische Druckwiderstand durch einen Organoblechaufbau mit einem Tailored Blank in Zwischenlage anstelle Außenlage um bis zu 25 % gesteigert werden.

Abbildung 5.17 zeigt einige Ergebnisse aus der durchgeführten Werkstoffoptimierung. Die linke Ordinate bezieht sich auf den dynamischen, die rechte auf den statischen Druckversuch. Die Bauweisen A und B bezeichnen unterschiedliche Lageraufbauten und Stempelmodifikationen. Dass weiteres Optimierungspotential in der Kappe vorhanden ist, zeigt sich durch den Vergleich der beiden Bauweisen. Übersteigt bei Bauweise A der dynamische den statischen Druckwiderstand, so überwiegt bei Bauweise B zum Projektabschluss der statische Druckwiderstand. Für GF/TPU-E ergab sich infolge der Substitution des PE-Heißklebers durch eine der Matrix artverwandte Folie zur Klebung der Tailored Blanks eine Verbesserung der statischen Bruchlast um 39 % und des dynamischen Druckwiderstands um 57 %. TPU-F wurde im Vergleich zu Typ E zur Verbesserung der Impakteigenschaften schlagzähmodifiziert, was bei einer Steigerung der Biegesteifigkeit zu Lasten der Festigkeit und dementsprechend auch zu einer Verschlechterung des statischen Bauteilverhaltens führte. Eine Steigerung der Werkstofffestigkeit auf 120 % führte zu einer Verbesse-

rung des dynamischen Druckwiderstands um 25 % (vgl. G zu H). Insbesondere die thermische Stabilität der Matrix bestimmt das Verarbeitungsfenster bzw. ihre Tauglichkeit für das vorgestellte Verfahren durch seine mehrfachen thermischen Verarbeitungsschritte während der Halbzeugherstellung und Umformung. Generell überzeugt TPU durch ein gutmütiges Versagen in den diskutierten Lastfällen, d.h. infolge interlaminarer Delamination versagen die Kappen ohne verletzende Absplitterungen. Das Referenzmaterial GF/PA 66 zeigte unter statischer Beanspruchung insbesondere im Bodenbereich scharfkantige Sprödbrüche.

Das Bauteilverhalten in Abhängigkeit des Kett- zu Schussfaden-Verhältnisses in der Gewebeverstärkung ist in Abbildung 5.18 zusammengefasst. Variante A stellt die endgültige Zehenschutzkappe dar und ist in Abbildung A.9 des Anhangs detailliert beschrieben. Sie hat ein ausgeglichenes Kett- zu Schussfaden-Verhältnis in Basisblech und Tailored Blank. Organobleche mit einem fast UD-Verhältnissen entsprechendem Kett- zu Schussfaden-Verhältnis von 0,9 erreichen in keiner Anordnung auch nur annähernd gute Ergebnisse. Eine 45°-Anordnung zur Impaktorlängsachse scheidet wegen der resultierenden geringeren Struktursteifigkeit aus. Zur Verstärkung der Kappennase gegen das kritische Biegemoment und unter Berücksichtigung der Reserve beim statischen Druckwiderstand wurde in den Varianten B und C die Hauptfaserrichtung des unausgegliehenen Gewebes parallel zum Impaktorkeil gewählt. Ein Vergleich der Tailored Blank-Ausführungen in den Varianten A-C verdeutlicht die multiaxiale Beanspruchung in der Kappennase. Sorgt bei ausgeglichenem Gewebe im Tailored Blank eine überwiegend keilparallele Faserausrichtung im Basisblech lediglich für eine geringe Abschwächung des dynamischen Druckwiderstands (vgl. B zu A), so führt eine keilparallele Faserausrichtung in Basisblech und Tailored Blank zum katastrophalen Bruch der Zehenschutzkappe (C). Eine angenehme Begleiterscheinung dieses Untersuchungsergebnisses ermöglicht eine den Prozess vereinfachende Blechhandhabung, da lediglich eine zum Umformwerkzeug kantenparallele Blechausrichtung gewährleistet werden muss.

Die positive Lastumverteilung durch das Tailored Blank verdeutlicht die DMS-Messung entlang des Meridians in der Kappenmitte in Abbildung 5.19 und entlang der Lateralen auf halber Steghöhe in Abbildung 5.20. Die Werkstoffprüfung ermittelte für das ungescherte Laminat eine Bruchdehnung von 2,1% in Zug- und 1,1 % in Druck-

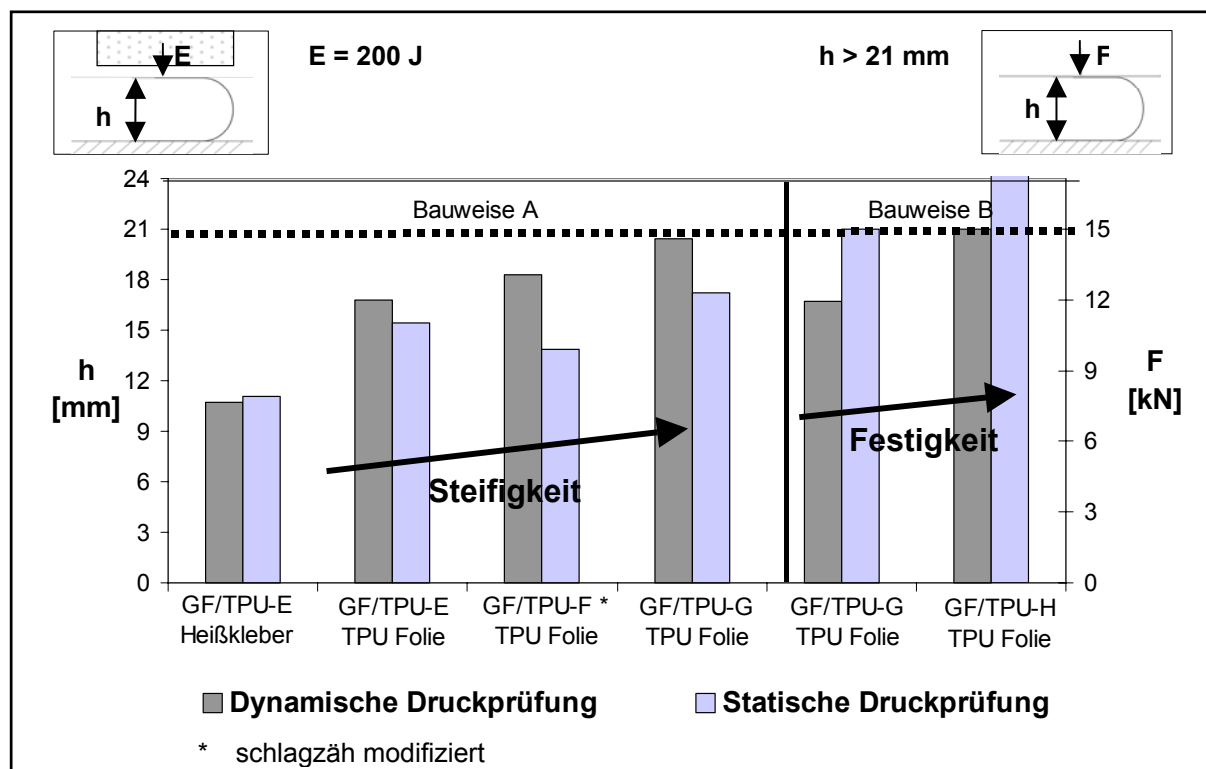


Abbildung 5.17: Vergleich unterschiedlicher GF/TPU-Typen.

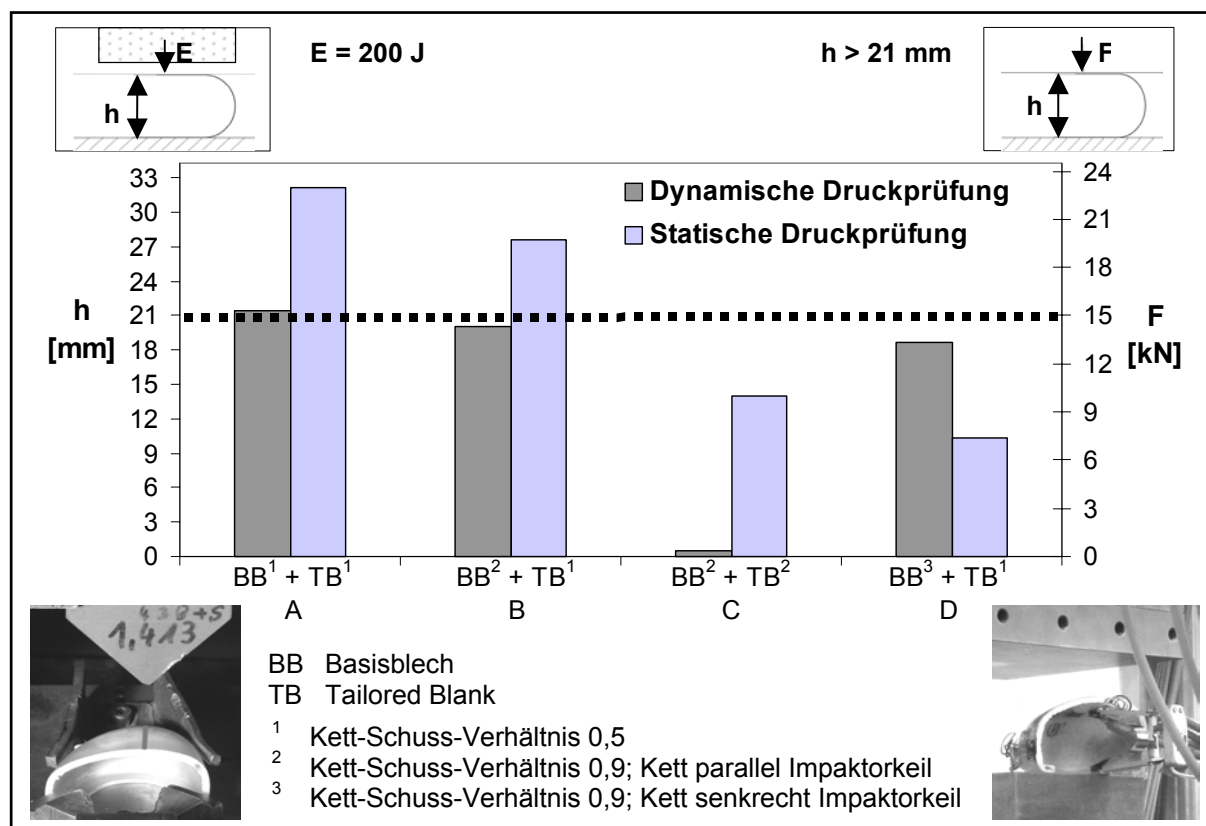


Abbildung 5.18: Prüfergebnisse von Schuhkappen mit unterschiedlichem Kett- zu Schussfadenverhältnis

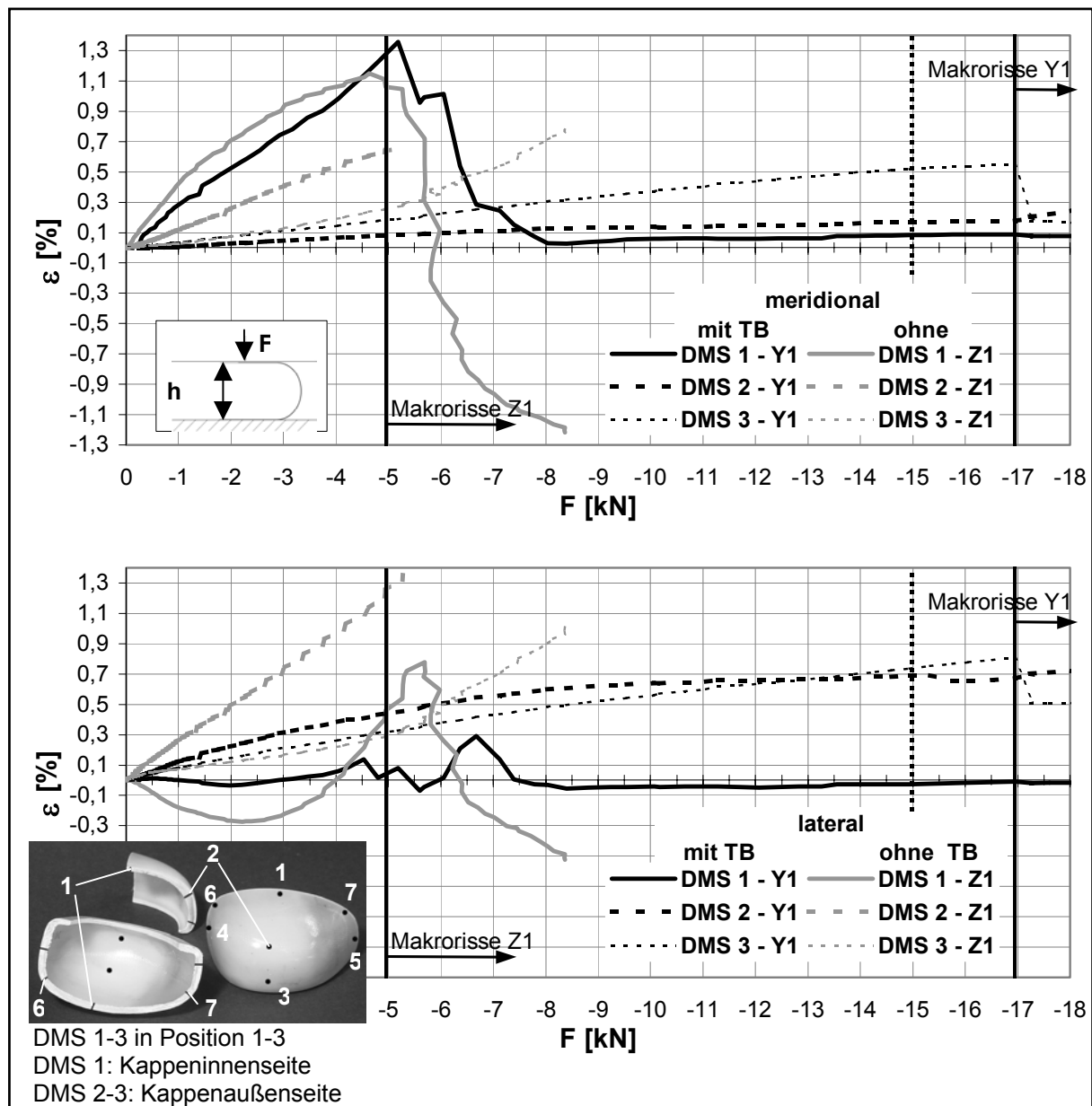


Abbildung 5.19: TB-Effekt: DMS-Messung in meridialer und lateraler Richtung, statische Druckprüfung, Zehenschutzkappe 701-2.6 und 701-0 mit 7581/TPU4890

richtung (Tabelle A.3). Der zur Vermeidung des direkten Plattenkontakts auf der Kappeninnenseite applizierte DMS 1 registriert in meridialer Richtung in beiden Fällen bei 5 kN einen Dehnungsabfall, wobei bei Y1 eine Entlastung zu Null und bei Z1 ein Druckaufbau bis zum Bruchversagen erfolgt. Durch das Tailored Blank wird eine gleichmäßige Dehnung in den Positionen 2 und 3 erzielt, die auch noch bei Eintritt von Makrorissen im Modell Y1 unter dem Dehnungsniveau von Modell Z1 liegt. Im Kappensteg wirkt sich das Tailored Blank lediglich in lateraler Richtung aus.

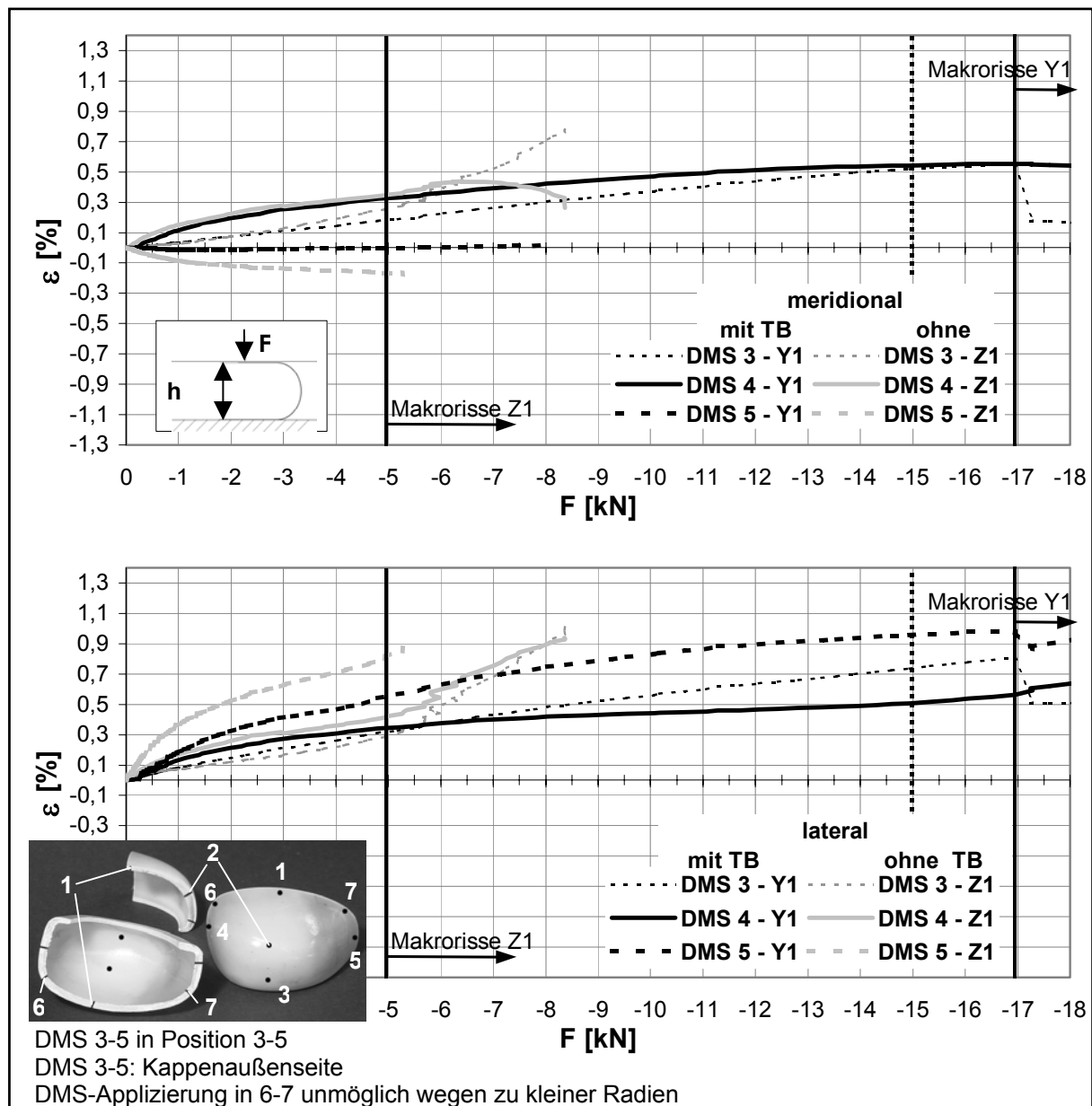


Abbildung 5.20: TB-Effekt: DMS-Messung in meridialer und lateraler Richtung, statische Druckprüfung, Zehenschutzkappe 701-2.6 und 701-0 mit 7581/TPU4890

Position 4 wurde durch dieses entlastet und der Ort des Rissbeginns beim statischen Druckversuch in den Bereich der Positionen 5 und 7 verlagert, wo wegen des größeren Radius der Struktur ein höheres Lastniveau beim Rissbeginn erzielt werden konnte. Das bestehende Optimierungspotential bei der Wanddicke des Kappenstegs, mit dem Ziel einer einheitlichen laterale Dehnung in den Positionen 4 und 5, ist offensichtlich.

Simulation, Prototypenherstellung und Bauteilprüfung verschiedener Zehenschutzkappentypen zeigen, dass die Umformwerkzeuge insbesondere im Nasenbereich der Kappe hinsichtlich der aufzunehmenden Lasten zu modifizieren sind. Ferner ist eine zusätzliche Vergrößerung der Kavität in den Kappenseiten zur Gewährleistung guter Umformresultate, d.h. komplett ausgeformter Kappen mit möglichst amorpher Thermoplastmatrix, unumgänglich. Zur weiteren Gewichtsreduzierung und Einsparung im Bereich der (Glas-)Faserverstärkung, als den Kostentreiber innerhalb der Produktkosten, besteht an den seitlichen Kappenrändern noch Optimierungspotential, da die an diesen Stellen in erster Linie aufzunehmenden statischen Lasten weit über das geforderte Maß erfüllt werden. Dies kann durch eine weitere Verbesserung der Tailored Blank-Zuschnitte und ihrer Anbindung an das Basisblech beispielsweise durch Vernähen oder Heißenieten erfolgen. Auch die Verwendung von 3D-verstärkten Textilhilfszeugen (verschiedene Typen werden in Tabelle A.1 erläutert), die wegen des textilspezifischen Scherverhaltens völlig neue Faserorientierungen in der FKV-Zehenschutzkappe ermöglichen, bieten weiteres Optimierungspotential hinsichtlich Kosten und Gewicht.



Abbildung 5.21: Verschiedene Prototypen der FKV-Zehenschutzkappe

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Arbeit entstand im Rahmen zweier Forschungsprojekte mit industriebegleiteten seriennahen Entwicklungsaufgaben und hatte zum Ziel, die Effizienz der werkstoff-, struktur- und verfahrensseitigen Prototypenentwicklung durch verbesserte Modellierungsmethoden in Berechnung und Simulation, in enger Zusammenarbeit mit Konstruktion, Materialentwicklung und Prototypenprüfung zu steigern.

6.1 Werkstoffkennwerte

Die Basisarbeit jeder Auslegung von Bauweisen aus faserverstärkten Kunststoffen beginnt mit der Beschaffung der Werkstoffkennwerte. Durch die Vielfalt der Faser- und Matrixkomponenten, ihrer Form und Verteilung im Laminat, ihrer starken Eigenschaftsabhängigkeit von Temperatur, Feuchte und verarbeitungstechnischen Parametern ergeben sich beinahe endlose Laminatkennwertsätze.

Durch Fasergebilde verstärkte Lamine lassen sich nur dann analytisch charakterisieren, wenn die Faseranordnung eine geometrische Regelmäßigkeit aufweist und somit die Definition einer Einheitszelle zulässt. Eine systematische Aufstellung der in der Literatur bekannten analytischen Modelle zur Abschätzung der Werkstoffkennwerte von unidirektional und bidirektional, orthogonal verstärkten FKV wurde vorgenommen. Die Validierung der analytischen UD-Kennwertabschätzung auf Basis der Faser- und Matrixkennwerte der Hersteller zeigte eine gute Übereinstimmung der gemessenen Laminatkennwerte aus der Literatur mit der analytischen Abschätzung für Elastizitäts- und Schubmoduli, Querdehnungszahl sowie Zugfestigkeit in Faserichtung. Mit Abstrichen lassen sich noch die berechneten Zug- und Druckfestigkeiten quer zur Faserachse sowie die Schubfestigkeit R_{12} verwenden. Für bidirektional, orthogonal verstärkte FKV wurde die Theorie auf ein geschertes Gewebe erweitert und in ein FE-Berechnungsmodul implementiert, das die Kennwertermittlung an Zug- und Druckproben simuliert. Im Wesentlichen wurde hierbei die Gewebereinheitszelle in vier charakteristische Unterzellen bzw. Schichtelementtypen untergliedert. Die Schichten der Elemente unterteilen den gewebeverstärkten FKV (GV-FKV) in zwei UD-Schichten in Kett- und Schussfadenrichtung sowie eine Matrixschicht zur Berücksichtigung des zwischen den Gewebelagen und in den Fadenverschlaufungen befindlichen Thermoplastanteils. Die Fadenorientierung ergibt sich aus dem horizon-

talen Gewebescherwinkel und dem dem klassischen Crimp Modell entlehnten vertikalen Faserwelligkeitswinkel. Die zugehörigen Programmierarbeiten insbesondere hinsichtlich einer Übertragung der homogenisierten Steifigkeitskennwerte auf die Elemente des zu analysierenden Bauweisenmodells konnten nicht endgültig abgeschlossen werden, weshalb die zum Zwecke der Modellverifizierung durchgeführten Zug-, Druck- und Schubversuche an gescherten GV-FKV-Proben als Basis weiterführender Validierungsarbeiten dienen sollten. Für orthogonale GV-FKV wurde in der Literatur die Berechnung der Steifigkeit mit dem zugrunde liegenden Modell bereits positiv verifiziert. Dies gilt mit Einschränkung auch für die Festigkeiten, wobei für diese das Berechnungsverfahren die Anwendung eines Festigkeitskriteriums ausschließlich auf die Elementschichten mit maximalem Faserwelligkeitswinkel vorsieht.

Ferner wurde bei den durchgeführten Werkstoffprüfungen entgegen dem in der Literatur verbreiteten trigonometrischen Ansatz zur Beschreibung von Faservolumengehalt und Organoblechdicke in Abhängigkeit des Scherwinkels ein linearer Zusammenhang festgestellt. Aussagen zur Allgemeingültigkeit konnten im Rahmen dieser Arbeit nicht getroffen werden. Die Messergebnisse fanden dennoch Berücksichtigung in der Bauweisenanalyse der Zehenschutzkappe.

6.2 Auslegung von FKV-Vollkunststoff-Druckbehältern unter Berücksichtigung von Fertigungsparametern

Die Auslegung unidirektional verstärkter FKV-Strukturen wurde für den Fall der Vollkunststoff-Druckbehälter erörtert, wobei die in 7.1 genannten, validierten analytischen Modelle zur Abschätzung der Werkstoffkennwerte zugrunde gelegt wurden. Es konnte gezeigt werden, dass, unter Einführung von Sicherheitsfaktoren, auf der Netztheorie basierende Modelle für eine Vordimensionierung insbesondere von zylindrischen Behältern mit isotensoiden Domformen durchaus anwendbar sind. Das ist zulässig, da bei diesen bei geeigneter Ventilanschlusskonstruktion die Belastungen im Dom die Beanspruchungen im Zylinder, für den die Netztheorie nur Gültigkeit besitzt, nicht übersteigen. Sollen zur Realisierung einer konkaven Domaußenkontur und Vermeidung von Hohlräumen in der tragenden Schicht des Doms mehr als zwei Wickelwinkel zum Einsatz kommen, muss wie auch bei anderen Domformen auf die Finite-Elemente-Methode zurückgegriffen werden, da dann kritische, zur Faserrichtung transversale Spannungen und Biegeeffekte im Dom analysiert werden müssen.

Ein vollparametrisches Berechnungsmodul wurde hierfür entwickelt, mit dem insbesondere vollumwickelte Druckbehälter mit Kunststoffliner hinsichtlich ihres dreidimensionalen Spannungszustandes ausgelegt werden können. Durch die Variation des Lagenaufbaus konnten verschiedene Domgeometrien bezüglich Gewicht und Werkstoffausnutzung optimiert werden. Zur Anwendung kommen das Tsai-Wu-Kriterium und das Maximalspannungskriterium. Mit ersterem werden die auslegungsrelevanten Bereiche der Bauweise eingegrenzt und mit letzterem im Detail analysiert.

Es konnte gezeigt werden, dass bei Vollkunststoff-Druckbehältern mit Isotensoiddom Wanddickenreduzierungen gegenüber einem Behälter gleichen Typs mit Kugeldom von 42 % erreicht werden können. Unterschiedlich wirkt sich bei beiden Domtypen der Einfluss der im Dombereich endenden Umfangslagen aus. Bei Kugeldome ist unbedingt ein Ende im Dom vorzusehen, da die Biegebelastungen der Kreuzlagen auf diese Weise signifikant gesenkt werden können (mögliche Reduzierung der Wanddicke um 49 %). Bei Isotensoidausführungen ist ein Ende der Umfangslagen im Zylinder zu bevorzugen, da neben der generellen Abrutschneigung die Querkzugbelastungen der Umfangslagen mit zunehmender Verlagerung ihres Lagenendes in den Dom hinein infolge des rasch abnehmenden Isotensoidradius steigen. In dem theoretisch tragfähigsten Wicklungsaufbau eines vollumwickelten zylindrischen Druckbehälters wird der überwiegende Teil der Umfangslagen als erste Schicht auf den Liner gewickelt. Die Oberfläche der idealerweise in eine Einschnürung des Kunststoffliners eingebetteten Umfangslagenschicht sollte eine Isotensoidfläche beschreiben, damit die darüber abgelegten Kreuzlagen keine zusätzlichen Biegebelastungen erfahren. Aus diesem Grund sind bei einem alternierenden Lagenaufbau mit Kreuz- und Umfangslagen die möglichst dünn zu gestaltenden Zwischenumfangslagen, die zur Realisierung eines kompakten Laminats notwendig sind, auf das Notwendigste zu begrenzen.

Neben dem oben beschriebenen Behälter Typ1 zur Analyse grundlegender Konstruktionsaspekte eines zylindrischen Vollkunststoffbehälters, wurde bei Typ2 das Wickelmuster bestehend aus 15°, 30°, 50°, 70° und 88° Wickellagen durch den Behälterhersteller definiert und unter Einführung von Wanddickenverhältnissen analytisch ausgelegt. Nach der Berstprüfung wurde der zuvor vermessenene Behälter mit dem Berechnungsmodul auf Basis der Informationen zu Anzahl und Winkel der

Wicklungslagen im FE-Modell Lage für Lage durch implementierte, zuvor eingehend analysierte, analytische Modelle zur Beschreibung diverser Fertigungsparameter nachgebaut und berechnet. Anhand der Messwerte zu Außenkontur, Berstdruck und Oberflächendehnung erfolgte die Verifizierung des Berechnungsmoduls. Sie ergab, dass mit Hilfe des Moduls die mechanischen Effekte veranschaulicht und erforderliche Konstruktionsschleifen wesentlich verkürzt werden können. Insbesondere die eingeführte Kombination der Modelle von Puck und Giramoll zur Beschreibung der Wicklungslagendicke führte zu einer signifikant verbesserten Prognose der Tragschichtdicke im Dombereich. Die mathematisch bedingten, unrealistischen Wülste in der Tragschicht infolge Faserüberdeckung am Ende der jeweiligen Wicklungslage, die die separat betrachteten Modelle errechnen, bei Modellkombination aber nivellieren, werden in der Fertigung üblicherweise vom Behälterhersteller korrigiert. Die mit der genannten Modellkombination modellierte Wanddicke unterschritt die Prototypenmesswerte lediglich um maximal 16 %.

Für eine gezielte Vorhersage des bei Vorgabe des Wickelmusters zu erzielenden Berstdrucks ist in weiteren Arbeiten die Implementierung eines Degradationsmodells notwendig, um die nach Überschreiten des Betriebsdrucks bis zum Bersten zunehmenden lokalen Schädigungen zu beurteilen. Eine Bewertung verschiedener Modelle hinsichtlich der Qualität der Festigkeitsaussage insbesondere unter Berücksichtigung der in der Praxis zur Verfügung stehenden und abschätzbaren Parameter und Kennwerte lässt gute Ergebnisse bei Verwendung des Tsai Degradationsmodells erwarten.

6.3 Auslegung von thermogeformten Zehenschutzkappen mit Gewebeverstärkung unter Berücksichtigung der Scherung und Aufdickung

Unabdingbar für eine aussagekräftige Auslegung von FKV-Bauweisen ist die Berücksichtigung der vorliegenden Faserorientierung. Dies gilt naturgemäß auch für gewebeverstärkte FKV, deren Faserorientierung im Falle des Thermoformens durch die Umformsimulation ermittelt werden kann. Am Beispiel einer gewebeverstärkten, thermoplastischen Zehenschutzkappe konnte an Bauteilvermessungen gezeigt werden, dass mit ingenieurmäßiger Abschätzung der erforderlichen Simulationskennwerte die Prozesssimulation hinreichend genaue Ergebnisse liefert. In den für die Dimensionierung der Bauweise entscheidenden Bereiche war eine sehr gute Übereinstimmung

zwischen gemessenen und berechneten Waddicken festzustellen. Differenzen von bis zu 22 % traten lediglich in den strukturell wenig beanspruchten Seitenrändern der Zehenschutzkappe, im Bereich großer Gewebescherung auf.

Zur Überführung der Simulationsergebnisse in die Strukturanalyse war eine Schnittstelle zu entwickeln. Diese beschränkt sich nicht auf die reine Datenübersetzung, sondern beinhaltet die automatisierte Aufbereitung des Simulationsschalennetzes zum voluminösen Strukturmodell nebst Modellbeschneidung und einem Unterprogramm mit ersten Ansätzen zur Abschätzung der Kennwerte von infolge der Drapierung nicht mehr orthogonal gewebeverstärkten FKV. Die Berücksichtigung von Fadenorientierung, Dickenverteilung und auftretender Falten durch Übertragung des Simulationsnetzes erlaubt zumindest hinsichtlich des Steifigkeitsverhaltens eine realitätsnahe mechanische Analyse der Struktur. Der konventionelle Ansatz der Werkstoffmodellierung als zwei UD-Schichten ohne Gewebescherung ergab eine Überschätzung der Struktursteifigkeit und somit Unterschätzung der realen Verformung der Zehenschutzkappe um 21 %, wohingegen die Modellierung mit Gewebescherung um vernachlässigbare 2 % über dem Verformungsmesswert des statischen Druckversuchs bei 15 kN lag.

Aus dem Blickwinkel der Gesamtstrukturauslegung als nicht befriedigend gelöst, muss der Stand der Technik zur Materialmodellierung von GV-FKV angesehen werden. Im bereits in 7.1 diskutierten FE-Unterprogramm der Schnittstelle zur Kennwertabschätzung, das die experimentelle Kennwertermittlung simuliert, werden homogenisierte Laminatkennwerte in Abhängigkeit des Scherwinkels ermittelt.

Die durchgeführte statische und dynamische Prototypenprüfung der analysierten Bauweise ergab für die gewebeverstärkte TPU-Zehenschutzkappe ein Versagen hinsichtlich Delamination. Dies entspricht dem erwünschten Schadensbild wegen nicht eintretender Absplitterung. Eine optische Kalibrierung zwischen berechneten Spannungsmaxima und experimentellem Bauteilversagen zeigte eine gute lokale Übereinstimmung. Auch konnten die Projektziele der seriennahen Entwicklung der thermoplastischen Zehenschutzkappe hinsichtlich der statischen und dynamischen Steifigkeitsanforderungen sowie Gewichts- und Kostenvorgaben erfüllt werden.

6.4 Fazit

Grundlage jeder Auslegung von UD- und GV-FKV-Strukturen ist die Beschaffung von Werkstoffkennwerten, weshalb gemäß Zielvorgabe die systematische Auflistung und Bewertung der in der Literatur verbreitetsten rechnerischen Abschätzungen der Werkstoffkennwerte durchgeführt wurde. Die ausgewählten Modelle finden in den entwickelten Berechnungsmodulen ihre Anwendung.

Eine Verbesserung der Auslegungsmethoden für UD-FKV am Beispiel zylindrischer Vollkunststoff-Hochdruckbehälter konnte durch die Einbeziehung fertigungsrelevanter Parameter und insbesondere durch die verbesserte Beschreibung der Tragschichtdicke im Dom erzielt werden. Darüber hinaus ermöglicht das entwickelte parametrische FE-Berechnungsmodul eine sehr zeiteffiziente Auslegung wegen seiner automatisierten Behältergenerierung. Eine Analyse bzw. Evaluierung von Variationen im Wicklungsaufbau sowie der Einflüsse unterschiedlicher Ventilanschlussgeometrien und Domformen bedeuten nun lediglich eine Änderung weniger Eingabeparameter. Für eine gezielte Vorhersage des zu erzielenden Berstdrucks ist in weiteren Arbeiten die Implementierung eines Degradationsmodells notwendig, um die bis zum Bersten zunehmenden lokalen Schädigungen zu beurteilen. Das die UD-FKV betreffende Ziel der Arbeit konnte somit hinsichtlich der verbesserten Modellgenerierung und Steigerung der Auslegungseffektivität erfüllt werden. Die ursprünglich geplanten Arbeiten zur Festigkeitsbewertung wurden zugunsten des innovativen Auslegungsansatzes für GV-FKV auf spätere Arbeiten verschoben.

Die statische, nichtlineare Analyse der Zehenschutzkappe aus GV-FKV und die begleitenden Bauteilprüfungen konnten die erfolgreiche, seriennahe Entwicklung von Werkstoff, Fertigungstechnik und Bauweise der FKV-Zehenschutzkappe effektiv vorantreiben. Hierbei konnte durch die Implementierung der Prozesssimulation in den Auslegungsprozess ein realistisches Abbild des mechanischen Strukturverhaltens geschaffen und somit erstmalig eine realitätsnahe Steifigkeitsauslegung vorgenommen werden, die gemäß der Zielvorgabe dieser Arbeit dem bisherigen Stand der Auslegungstechnik überlegen ist.

Literaturverzeichnis

- [1] Neitzel, M. (Hrsg.): 10 Jahre IVW - Jubiläumsband anlässlich des 10-jährigen Bestehens der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH. Schriftenreihe Institut für Verbundwerkstoffe, Band 9, Kaiserslautern: IVW-Verlag 2000.
- [2] Hull, D.: An introduction to composite materials. Cambridge, UK: Cambridge University Press 1981.
- [3] Kunststoff Information Nr. 1565, 31. Jahrgang (2001), S. 2.
- [4] Steffens, M.: Zur Substitution metallischer Fahrzeug-Strukturbauteile durch innovative Faser-Kunststoff-Verbund-Bauweisen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Schriftenreihe Institut für Verbundwerkstoffe, Band 14, Kaiserslautern: IVW-Verlag 2000.
- [5] Edelmann, K.: Prozessintegrierte Analyse des Fließverhaltens von faserverstärkten thermoplastischen Pressmassen für die Serienfertigung. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Schriftenreihe Institut für Verbundwerkstoffe, Band 18, Kaiserslautern: IVW-Verlag 2001.
- [6] Martin, W., Siegling, H.-F., Kuhn, M., Himmel, N.: Tragende Struktur; Europäisches Patent Nr. 0905019, 1998.
- [7] Mattus, V.: Zur werkstofflichen Verwertung lang- und endlosfaserverstärkter Thermoplaste. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Schriftenreihe Institut für Verbundwerkstoffe, Band 6, Kaiserslautern: IVW-Verlag 1999.
- [8] Rudolf, R.: Entwicklung einer neuartigen Prozeß- und Anlagentechnik zum Fügen von thermoplastischen Faser Kunststoff Verbunden. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Schriftenreihe Institut für Verbundwerkstoffe, Band 10, Kaiserslautern: IVW-Verlag 2000.
- [9] Lutz, A.: Beitrag zur Entwicklung innovativer Fertigungstechniken für die Verarbeitung thermoplastischer Faserverbundwerkstoffe. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Berlin: Mensch & Buch Verlag 1999.
- [10] Breuer, U.: Beitrag zur Umformtechnik gewebeverstärkter Thermoplaste. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Düsseldorf: VDI-Verlag 1997.
- [11] Olson, S.H.: Manufacturing with commingled yarns, fabrics and powder prepreg thermoplastic composite materials. 35th Intern. SAMPE Symposium, Anaheim, CA (1990), S. 1306-1320.
- [12] Stolze, R.: Imprägniertechniken für aramid- und kohlenstofffaserverstärkte Thermoplaste. Kunststoffe 78 (1988), S. 126-131.
- [13] Funck, R.: Entwicklung innovativer Fertigungstechniken zur Verarbeitung kontinuierlich faserverstärkter Thermoplaste im Wickelverfahren. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Fortschrittberichte VDI Reihe 2, Fertigungstechnik, Nr. 393, Düsseldorf: VDI-Verlag 1996.
- [14] Niebauer, P., Schindler, J., et al.: Fortschrittliche Antriebskonzepte für Stadtbusse und Verteilerfahrzeuge mit niedrigsten Emissionen. Verkehr und Technik, Heft 9 + 10 (1996) München: Erich Schmidt Verlag.

- [15] Zittel, W., Wurster, R.: Wasserstoff in der Energiewirtschaft. Ludwig-Bölkow-Systemtechnik, <http://www.hyweb.de/Wissen/w-i-energiew.html>, 1996.
- [16] Wurster, R.: Wasserstoffspeicher und Brennstoffzellensysteme für dezentralen stationären und für mobilen Einsatz. Ludwig-Bölkow-Systemtechnik, <http://www.hyweb.de/Wissen/wasserst.htm>, 1997.
- [17] Altmann, M.: Mikro-Brennstoffzellen für Handys und andere elektronische Geräte. Wasserstoff-Gazette, Newsletter von HyWeb und dem Deutschen Wasserstoff-Verband (DWV), I/1998, <http://www.hyweb.de/Neuigkeiten/archv198.html>.
- [18] Wurster, R.: Wasserstoffeinsatz in städtischen Nutzfahrzeugen. Ludwig-Bölkow-Systemtechnik, <http://www.hyweb.de/Wissen/wuakad97.html>, 1997.
- [19] Lehmann, M.: Brennstoffzellen-Bus für 1999 angekündigt. Brennstoffzelle - Nachrichten, Technik, Trends 1 (1997), Deutsches Brennstoffzellenforum e.V., Jülich, S. 6-8.
- [20] Pehr, K.: Mit Wasserstoff in die Zukunft – der BMW 750hl. ATZ Automobiltechnische Zeitung, Heft 2 (2002), S. 120-131.
- [21] Moetsch, M.: Die Kraft der zwei Herzen – Autos geben Gas. AutoBild, Nr. 46 (2001), S. 21-22.
- [22] Fritscher, O.: Alternative Antriebe (1): Die Brennstoffzelle – Dem Motor der Zukunft wird Dampf gemacht. Süddeutsche Zeitung, Nr. 25 (2002), S. 42.
- [23] Debecker, A., Beukers, A.: A full composite isotenoid LPG container. Erath, M. (Ed.): Innovative Process and Material Solutions for Creative Design Effectiveness, 21st International SAMPE Europe Conference, Paris, France, 18-20 April (2000), Aalsmeer, NL: SAMPE Europe, S. 293-304.
- [24] Baldwin, D.D., Johnson, D.B., Newhouse, N.L.: High Pressure Composite Accumulator Bottles. SAMPE Journal 34 (4) (1998), S. 26-32.
- [25] Kuhn, M.: Auslegung und Konstruktion eines zylindrischen Vollkunststoffdruckbehälters sowie Konzeptstudie zu einem einbauroptimierten Tank. IVW-Bericht 98-039, Universität Kaiserslautern, 1998.
- [26] Altmann, M.: Passagierschiffe mit PEM-Brennstoffzelle. Wasserstoff-Gazette, Newsletter von HyWeb und dem Deutschen Wasserstoff-Verband (DWV), IV/1998, <http://www.hyweb.de/Neuigkeiten/archv498.html>.
- [27] US-Patent Nr. 5759712.
- [28] Altmann, M.: Wettbewerb bei der Entwicklung von sehr kleinen Brennstoffzellen fürs Mobiltelefon. Wasserstoff-Gazette, Newsletter von HyWeb und dem Deutschen Wasserstoff-Verband (DWV), IV/1998, <http://www.hyweb.de/Neuigkeiten/archv498.html>.
- [29] Altmann, M.: Erster kommerzieller Verkauf von mobilen Brennstoffzellensystemen von H Power. Wasserstoff-Gazette, Newsletter von HyWeb und dem Deutschen Wasserstoff-Verband (DWV), II/1998, <http://www.hyweb.de/Neuigkeiten/archv298.html>.
- [30] Bünger, U.: Die Brennstoffzelle – Mikrochip einer zukünftigen Energie- und Verkehrstechnik. Umwelt-Magazin, Juli (1996), Würzburg: Vogel-Verlag.

- [31] Hämmerl, A., et al.: BMW-Automobile für den wahlweisen Benzin- oder Erdgasbetrieb. ATZ Automobiltechnische Zeitschrift, 97. Jahrgang, Heft 12 (1995).
- [32] Report M27. Produktinformation Mannesmann Röhrenwerke 2 (1995), S. 26-27.
- [33] WO 95/22030: High pressure gas vessel. Atlantic Research Corporation, 1994.
- [34] EP 0 666 450 A1: Druckbehälter. Urenco Deutschland, 1994.
- [35] Moss, D. R.: Pressure Vessel Design Manual. Gulf Publishing Company 1987.
- [36] Bednar, H. H.: Pressure Vessel Design Handbook. Van Nostrand Reinhold Company 1986.
- [37] Hoa, S.V.: Analysis for Design of Fibre Reinforced Plastic Vessels and Piping. Technomic Publishing Company 1991.
- [38] Lifshitz, J.M., Dayan, H.: Filament-wound pressure vessel with thick metal liner. Journal of Composite Structures 32 (1995), S. 313-323.
- [39] Farr, J. R., Maan H. J.: Guidebook for the Design of ASME Section VIII Pressure Vessels. American Society of Mechanical Engineers, ASME Press, 1998.
- [40] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section X, 1998 Edition, including 1999 and 2000 Addenda, American Society of Mechanical Engineers, 1998.
- [41] CEN/TC 23: prEN 12245, Transportable gas cylinders – fully wrapped composite cylinders. 1997.
- [42] CEN/TC 23: prEN 12257, Transportable gas cylinders – seamless, hoop wrapped composite cylinders. 1997.
- [43] ISO/TC 58/SC 3: ISO/DIS 11439: High pressure cylinders for the on-board storage of natural gas as a fuel for automotive vehicles. 1997.
- [44] Simpson, M., Jones, F., Heyes, P.: Withstanding the pressure. Advanced Composite Engineering 11 (1991), S. 24-34.
- [45] Paine, J.S.N., Rogers, C.A., Smith, R.A.: Adaptive composite materials with shape memory alloy actuators for cylinders and pressure vessels. Intelligent Material Systems and Structures 6 (1995), S. 210-219.
- [46] Thiokol: The shape of things to come. Firmeninformationsblatt 9801.
- [47] Saße, D.: Pappdosen entwickelt, stark genug auch für sprudelnde Getränke. Bild der Wissenschaft, 10.08.1998.
- [48] Cook, J., Chambers, J.K., Richards, B.J.: Toroidal pressure vessels for breathing apparatus. 19th International SAMPE Europe Conference, Paris, F, April 22-24 (1998), S. 125-138.
- [49] Safety and protection, lightweight breathing apparatus. International Newsletters, August (1998).
- [50] Wienhold, P.D., Wozniak, J.J.: The application of SCRIMP VARTM fabrication technology to the compressed natural gas integrated storage system. SAMPE Journal 34 (1) (1998), S. 5-10.

- [51] EP 0 333 013 A1: Pressure Vessel. ABB PLAST AB, SE, 1988.
- [52] WO 95/22030: High Pressure Gas Vessel. Atlantic Research Corporation, USA, 1994.
- [53] WO 97/20683: Pressure Vessel and Method of Manufacturing Same. Toray Industries, J, 1997.
- [54] EP 0 300 931 B1: Fluidbehälter und Verfahren zur Herstellung des selben. Ullit, F, 1988.
- [55] EP 0 398 827 B1: Vorrichtung zum Schutz der Enden eines Fluidbehälters aus Schichtmaterial. Ullit, F, 1990.
- [56] EP 0 550 951 A1: Hochdruck-Gasbehälter. Brunswick, USA, 1992.
- [57] EP 0 550 951 B1: Verbessertes Anschlussstück für gewickelte Hochdruckbehälter. Brunswick, USA, 1992.
- [58] EP 0 656 506 A1: Druckbehälter mit System zur Schadensminderung. Brunswick, USA, 1994.
- [59] DE 195 26 154 C2: Composite-Druckbehälter zur Speicherung von gasförmigen Medien unter Druck mit einem Liner aus Kunststoff. Mannesmann AG, D, 1995.
- [60] EP 0 821 194 A2: Composite-Druckbehälter zur Speicherung von gasförmigen Medien unter Druck mit einem Liner aus Kunststoff. Mannesmann AG, D, 1996.
- [61] WO 99/27293: Composite Pressurised Container with a Plastic Liner for Storing Gaseous Media under Pressure. Mannesmann AG, D, 1999.
- [62] EP 0 553 728 A1: Fitting-Liner-Verbindungssystem für Fluiddruckbehälter. EDO, CAN, 1993.
- [63] WO 94/23240: Fitting-Liner-Verbindungssystem für Fluiddruckbehälter mit Liner-Direktkupplung. EDO, CAN, 1994.
- [64] WO 94/23241: Verbessertes Fitting-Liner-Verbindungssystem für Fluiddruckbehälter. EDO, CAN, 1994.
- [65] WO 94/12396: Druckbehälter für Gase und Methoden zur Fertigung. NGV Systems, 1993.
- [66] Tillert, R.: Ergonomie am Arbeitsplatz wird für Unternehmen immer wichtiger. Maschinenmarkt 48 (1999), Seite 32-34.
- [67] Rigoulot, P.: Work different! Les Optimales® de Jalatte, Design und Leichtigkeit- ein perfektes Paar. Produktinformation Jalatte SA, Graphite 10/99 (1999).
- [68] LUPOS Solutions: Sicherheit Traumhaft Leicht. Produktionformation LUPOS Schuhfabrik, Münster: Frank und Frei 10/99 (1999).
- [69] EN 345: Chaussures de sécurité à usage professionnel. Berlin: Beuth Verlag 1997.
- [70] ANSI Z41-199: American National Standard for Personal Protection – Protective Footwear. Itaca, Illinois, USA: National Safety Council 1991.

- [71] EN 12586: Protecteurs du pied et de la jambe – Exigences et méthodes d'essais des embouts et des inserts métalliques anti-perforation. Berlin: Beuth Verlag 1998.
- [72] ECOCAP Periodic Progress Report -12 Months (01/99-01/00). Industrial & Materials Technologies Programme (Brite-Euram III) BRST-CT98-5303, 2000.
- [73] ECOCAP 18 Months Progress Report (01/00-07/00). Industrial & Materials Technologies Programme (Brite-Euram III) BRST-CT98-5303, 2000.
- [74] Kuhn, M., Nowacki, J., Himmel, N: Development of an innovative high performance FRP protective toe cap - integration of forming simulation in the structural analysis and design process. EUROPAM 2000, Nantes, F, 12.-13.10.
- [75] EN 344: Chaussures de sécurité, chaussures de protection et chaussures de travail à usage professionnel. Berlin: Beuth Verlag 1997.
- [76] Neitzel, M., Breuer, U.: Die Verarbeitungstechnik der Faser-Kunststoff-Verbunde. München/Wien: Carl Hanser Verlag 1997.
- [77] Domininghaus, H.: Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften. 4. überarbeitete Auflage, Düsseldorf: VDI-Verlag 1992.
- [78] Swanson, St.R.: Introduction to Design and Analysis with Advanced Composite Materials. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall Inc. 1997.
- [79] Flemming, M., Ziegmann, G., Roth, S.: Faserverbundbauweisen. Berlin: Springer Verlag 1995.
- [80] Schlichting, J., Elssner, G., Niederstadt, G.: Verbundwerkstoffe. Grafenau: Lexika Verlag 1978.
- [81] Bledzki, A.K., Ehrenstein, G.W., Schmiemann, A.: Korrosionserscheinungen in glasfaserverstärkten Duroplasten. Kunststoffe 79 (5) (1989), S. 416-424.
- [82] Pähler, G., Brückner, R.: Strukturelle und mechanische Eigenschaften von Glasfasern mit linear und dreidimensional verzweigtem Netzwerk, Teil 1: Abhängigkeit vom Faserradius. Glastechnische Berichte 58 (2) (1985), S. 33-39.
- [83] Goodman, K.E., Loos, A.C.: Thermoplastic prepreg manufacture. Thermoplastic Composite Materials 3 (1990), S. 34-40.
- [84] Iyer, S.R, Drzal, L.T.: Manufacture of powder-impregnated thermoplastic composites. Thermoplastic Composite Materials 3 (1990), S. 325-355.
- [85] Ogden, A.L., Hyer, M.W., Wilkes, G.L., Loos, A.C.: The development of an alternative thermoplastic powder prepegging technique. Thermoplastic Composite Materials 5 (1992), S. 14-31.
- [86] Hauptert, F.: Thermoplast-Wickeltechnik: Einfluss der Verarbeitungstechnologie auf Struktur und Eigenschaften kontinuierlich faserverstärkter Verbundwerkstoffe. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Fortschrittbericht VDI Reihe 2, Fertigungstechnik, Nr. 435, Düsseldorf: VDI-Verl. 1997.
- [87] Hamada, H., Maekawa, Z.I., Ikegawa, Z.I., Matsuo, T., Yamane, M.: Influence of the impregnating property on mechanical properties of commingled yarn composites. Polymer Composites 14 (1993), S. 308-313.

- [88] St. John, C.: Commingled thermoplastic prepregs industrial applications. 10th International Conf. on Composite Materials, ICCM-10, Whistler, CAN, 1995.
- [89] Chou, T.-W., Ko, F.K.: Textile structural composites. Pipes, R.B. (Ed.): Composite Materials Series, Vol. 3, Amsterdam: Elsevier Science Publishers 1989.
- [90] Cox, B.N., Flanagan, G.: Handbook of Analytical Methods for Textile Composites. NASA Contractor Report 4750, Langley Technical Report Server (LTRS), Hampton Virginia, USA: <http://techreports.larc.nasa.gov/ltrs>, 1997.
- [91] Albrecht, M., Dekorsky, T., Dittmar, H., et al.: Praxisnahe GMT-Werkstoffkennwerte für die Bauteilauslegung. Kunststoff 83 (3) (1993), S. 207-212.
- [92] Büsgen, W.-A.: Neue Verfahren zur Herstellung von dreidimensionalen Textilien für den Einsatz in Faserverbundwerkstoffen. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen: Fotodruck J. Mainz 1993.
- [93] Wacker, G.: Experimentell gestützte Identifikation ausgewählter Eigenschaften glasfaserverstärkter Epoxidharze unter Berücksichtigung der Grenzschicht. Dissertation Universität-Gh Kassel, Aachen: Shaker-Verlag 1996.
- [94] Bledzki, A.K., Wacker, G., Frenzel, H.: Effect of surface treated glass fibres on the dynamic behaviour of fibre-reinforced composites. Mechanics of Composite Materials 29 (5) (1993), S. 585-591.
- [95] Cantwell, W.J., Morton, J.: The impact resistance of composite materials – a review. Composites 22 (5) (1991), S. 347-362.
- [96] Hoecker, F., Karger-Kocsis, J.: Effects of the interface on the mechanical response of CF/EP microcomposites and macrocomposites. Composites 25 (7) (1994), S. 729-738.
- [97] Niederstadt, G.: Besonderheiten beim Konstruieren mit Kohlenstoff-Fasern. Kunststoffe 74 (11) (1984), S. 686-694.
- [98] Åström, B.T., Pipes, B.: Thermoplastic filament winding with online impregnation. Composite Materials 3 (1990), S. 314-324.
- [99] Christen, O.: Entwicklung eines neuartigen Thermoplast-Direktimprägnierverfahrens für die wickeltechnische Herstellung von Druckbehältern. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Düsseldorf: VDI-Verlag 1999.
- [100] Jones, D.T., Jones, I.A., Middleton, V.: Improving composite lay-up for non-spherical filament-wound pressure vessels. Composites, Part A, Vol. 27A (4) (1996), S. 311-317.
- [101] Kelly, A.; Rabotnov, Yu. N.: Handbook of Composites, Vol. 4 - Fabrication of Composites. 1983.
- [102] Funck, R, Kuhn, M.: Knowledge Transfer All Composite CNG Cylinder. Kompendium, Kaiserslautern: Comat 2000.
- [103] Ostgathe, M.: Zur Serienfertigung gewebeverstärkter Halbzeuge für die Umformung. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Düsseldorf: VDI-Verlag 1997.
- [104] Kuhn, M., Nowacki, J., Himmel, N: Development of an innovative high performance FRP protective toe cap. IVW Kolloquium, Kaiserslautern, 11.-12.10.

- (2000) Schriftenreihe Institut für Verbundwerkstoffe, Band 4, Kaiserslautern: IVW-Verlag 2000, S. 17-28.
- [105] Möller, F.: Materialmodellierung für die Umformsimulation gewebeverstärkter thermoplastischer Halbzeuge. Dissertation, Universität Kaiserslautern 1998.
- [106] Mayer, Ch.: Prozessanalyse und Modellbildung bei der Herstellung gewebeverstärkter, thermoplastischer Halbzeuge. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Schriftenreihe Institut für Verbundwerkstoffe, Band 5, Kaiserslautern: IVW 2000.
- [107] Jones, R.M.: Mechanics of Composite Materials. McGraw-Hill 1975.
- [108] Ekvall, J.C.: Structural behavior of monofilament composites. 6th Structures and Materials Conference, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1965.
- [109] Hashin, Z.: Analysis of composites materials – a survey. Journal of Applied Mechanics 50 (1983), S. 481-489.
- [110] Förster, R., Knappe, W.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Rissbildungsgrenze an zweischichtigen Wickelrohren aus GFK unter Innendruck. Kunststoffe 61 (8) (1971), S. 583-593.
- [111] Puck, A.: Zur Beanspruchung und Verformung von GFK-Mehrschichtverbund-Bauelementen. Kunststoffe 57 (4) (1967), S. 284-289.
- [112] Schneider, H.: Experimentelle und theoretische Betrachtungen zur Ermittlung von Elastizitätskenngrößen von CFK Laminaten. DGLR Vortrag Nr. 81-058, Aachen, Mai, 1981.
- [113] Tsai W., Hahn, H.T.: Introduction to composite materials. Technomic, 1980.
- [114] Luftfahrttechnisches Handbuch (LTH) – Faserverbund Leichtbau, 1978.
- [115] Chamis, C.C.: Simplified composite micromechanics equations for hygral, thermal and mechanical properties. SAMPE Quarterly, April (1984), S. 14-18.
- [116] Stellbrink, K.K.U.: Micromechanics of Composites. Hanser Publishers 1996.
- [117] Sendeckyj, G.P.: Longitudinal shear deformation of composites – effective shear modulus. Composite Materials 4 (1970), S. 500-505.
- [118] Fried, N.: The response of orthogonal filament wound materials to compressive stress. 20th Annual SPI Conference, Section 1-C, Chicago, Illinois, 1965.
- [119] Agarwal, B.D., Broutman, L.J.: Analysis and Performance of Fibre Composites. John Wiley & Sons, 1980.
- [120] Schuerch, H.: Prediction of compressive strength in uniaxial boron fibre-metal matrix composite materials. AIAA Journal 4 (1966), S. 102-110.
- [121] Greszczuk, L.B.: Prediction of transverse strength and scatter in test data for unidirectional composites. Composite Reliability, ASTM STP 580, American Society for Testing and Materials, 1975, S. 311-316.
- [122] Nielson, L.E.: Mechanical properties of particulate-filled systems. Composite Materials 1 (1967), S. 100-113.

- [123] Scharr, G.: Messungen der Elastizitätszahlen und Wärmeausdehnungskoeffizienten von faserverstärkten Kunststoffen. Dissertation, RWTH Aachen, 1984.
- [124] Prodromou, A., Huysmans, G., Lomov, S.V., Ivens, J., Verpoest, I.: A novel textile composites design and analysis tool. De Wilde, W.P., Blain, W.R., Brebbia, C.A. (Eds.), 7th International CADCOMP Conference, Bologna, I, 13.-15.09. (2000), S. 197-206.
- [125] Huysmans, G.: Unified Micromechanical Models for Textile Composites. Dissertation, Heverlee, B: Katholieke Universiteit Leuven 2000.
- [126] Lomov, S.V., Verpoest, I.: Integrated model of textile composite reinforcements. De Wilde, W.P., Blain, W.R., Brebbia, C.A. (Eds.), 7th International CADCOMP Conference, Bologna, I, 13.-15.09. (2000), S. 367-376.
- [127] Naik, N.K.: Woven Fabric Composites. Lancaster, Pennsylvania: Technomic Publishing Company, 1994.
- [128] Naik, N.K., Ganesh, V.K.: An analytical method for plain weave fabric composites. Composites, 26 (4) (1995), S. 281-289.
- [129] Hahn, H.T., Pandey, R.: A micromechanics tool for thermoelastic properties of plain weave fabric composites. Engineering Materials Technology 116 (1994), S. 517-523.
- [130] Ramakrishna, S.: Analysis and modeling of plain knitted fabric reinforced composites. Composite Materials 31 (1997), S. 52-70.
- [131] Gawayed, Y.A., Patore, C., Howart, C.S.: Modification and application of a unit cell continuum model to predict the elastic properties of textile composites. Composites, 27A (2) (1996), S. 149-155.
- [132] Kaldindi, S.R., Franco, E.: Longitudinal and transverse moduli/strengths of low angle 3D braided composites. Composite Materials 30 (8) (1996), S. 885-905.
- [133] Orth, F.: Statische und dynamische Eigenschaften von Hochleistungsverbundwerkstoffen, Einfluss der Faser-, Matrix- und Grenzschichteigenschaften auf die Verbundeigenschaften. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen: Lehrstuhl für Kunststofftechnik 1992.
- [134] Dow, N.F.: Studies of Woven Fabric Reinforced Composites for Automotive Applications. Technical Final Report MSC TFR 1301/8101, 1982.
- [135] Hörsting, K.: Rationalisierung der Fertigung langfaserverstärkter Verbundwerkstoffe durch den Einsatz multiaxialer Gelege. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen: Shaker-Verlag 1994.
- [136] Boisse, P., Cherouat, A., Gelin, C., Sabhi, H.: Experimental Study and Finite Element Simulation of a Glass Fiber Fabric Shaping Process. Polymer Composites 16 (1) (1995), S. 83-95.
- [137] O'Braidaigh, C.M., McGuinness, G.B., Canavan, R.A., Simon, E.R.: Picture-frame rheological shear testing for composites sheet-forming process. 28th International SAMPE Technical Conference, Washington, 1996.
- [138] Bond Laminates: Consolidated Thermoplastic Composite Systems. Tepex[®] Material Data Sheet, Trossingen: Bond Laminates, 1999.

- [139] Hexcel Fabrics: Renforts pour Composites. Guide de Sélection, Hexcel Fabrics, Decines, F, 1998.
- [140] DIN ISO 527: Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften. Brüssel: CEN Europäisches Komitee für Normung, 1996.
- [141] DIN 53 457: Prüfung von Kunststoffen - Bestimmung des Elastizitätsmoduls im Zug-, Druck- und Biegeversuch. Berlin: Beuth Verlag 1987.
- [142] DIN 65 380: Luft- und Raumfahrt – Faserverstärkte Kunststoffe, Prüfung von unidirektionalen Laminaten und Gewebe-Laminaten, Druckversuch. Berlin: Beuth Verlag 1993.
- [143] DIN 65 466: Luft- und Raumfahrt – Faserverstärkte Kunststoffe, Prüfung von unidirektionalen Laminaten, Bestimmung der Schubfestigkeit und des Schubmoduls im Zugversuch. Berlin: Beuth Verlag 1993.
- [144] Putnoki, I.: Gebrauchsanweisung zur Benutzung der transversalen Scherprüfvorrichtung. Infoschrift, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe 1997.
- [145] Bode, J.: Die Ermittlung von Temperatureigenspannungszuständen in der Mikromechanik faserverstärkter Verbundwerkstoffe. Forschungs- und Seminarberichte aus dem Gebiet Technische Mechanik und Flächentragwerke 2/96, München: Universität der Bundeswehr 1996.
- [146] Hufenbach, W., Kroll, L.: Auslegung anisotrop verstärkter Zylinderschalen unter mechanischer und hygrothermischer Belastung. VDI Berichte 160 (1994), S. 889-892.
- [147] Tzeng, J.T., Pipes, R.B.: Thermal residual stress analysis for in situ and post-consolidated composite rings. Composites Manufacturing 3 (4) (1992), S. 273-279.
- [148] Scharr, G., Funck, R., Pfaff, T.: Eigenspannungen in dickwandigen CFK-Kreistringscheiben sind beherrschbar. Kunststoffe 84 (1994), S. 299-301.
- [149] Schürmann, H.: Gezielt eingebrachte Eigenspannungen erhöhen die Belastbarkeit von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden. Kunststoffe 74 (9) (1984), S. 520-526.
- [150] Sleigh, D.W.: Progressive Failure Analysis Methodology for Laminated Composite Structures. NASA/TP-1999-209107, Hampton: Langley Research Center 1999.
- [151] Harris, B. et al. (eds.): Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites. Composites Science and Technology 58, special issue (1998), Elsevier Science Ltd., S. 1001-1254 .
- [152] Azzi, V.D., Tsai, S.W.: Anisotropic strength of composites. Experimental Mechanics, September (1965), S. 283-288.
- [153] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten, Modelle für die Praxis. München: Carl Hanser Verlag 1996.
- [154] Tsai, W.S.: Composites Design. 4. Auflage, Dayton: Think Composites 1988.
- [155] Hashin, Z.: Failure criteria for unidirectional fiber composites. Applied Mechanics 47 (1980), S. 329-334.

- [156] Chang, F.K., Chang, K.Y.: A progressive damage model for laminated composites containing stress concentration. *Composite Materials* 21 (1987), S. 834-855.
- [157] Cuntze, R., Huybrechts, D., Kroll, L., et al.: Neue Bruchkriterien und Festigkeitsnachweise für unidirektionalen Faserkunststoffverbund unter mehrachsiger Beanspruchung – Modellierung und Experimente. *Fortschrittberichte VDI Reihe 5*, Nr. 506, Düsseldorf: VDI Verlag 1997.
- [158] Murray, Y.D.: Theory and Verification of the Fiber Composite Damage Model Implemented in DYNA 3D. AD-A216600, Alexandria: Defense Nuclear Agency 1989.
- [159] Thionnet, A., Lesne, P.M., Renard, J.: Using characteristic damage variables to simulate degradations and their evolutions in composite materials - comparison between experimental and numerical simulations. *ASME/PD* 37 (1991), S. 105-111.
- [160] Talreja, R.: Transverse cracking and stiffness reduction in composite laminates. *Composite Materials* 19 (1985), S. 355-375.
- [161] Kuhn, M., Himmel, N.: Auslegung von zylindrischen Vollkunststoff-Druckbehältern. 2. Workshop Konstruktionstechnik: Innovation-Konstruktion-Berechnung, Kühlungsborn, 24.-25. September (1998), S. 427-438.
- [162] Harvey, J.F.: Theory and Design of Modern Pressure Vessels. 2nd ed., Van Nostrand Reinhold Company 1991.
- [163] Fryer, D.M., Harvey, J.F.: High Pressure Vessels. Chapman & Hall 1998.
- [164] Swanson, St. R.: Introduction to design and analysis with advanced composite materials. Prentice-Hall 1997.
- [165] Mair, G. M.; Lübcke, H.: Spannungsanalyse dickwandiger Metall-Hybridzylinder mit Faserarmierung. ILR-Mitteilung Nr. 296, Institut für Luft und Raumfahrt, TU Berlin 1995.
- [166] Mair, G. M.: Schadenstolerante Hybrid-Druckbehälter. ILR-Mitteilung Nr. 272, Institut für Luft und Raumfahrt, TU Berlin 1992.
- [167] Lu, H., Roth, Y., Himmel, N.: Thermal residual stress analysis of filament wound thermoplastic composites. European Conference on Composite Materials (ECCM-10), Brügge, B, June 2002.
- [168] Kuhn, M., Himmel, N., Maier, M.: Design and analysis of full composite pressure vessels. De Wilde, W.P., Blain, W.R., Brebbia, C.A. (Eds.), 7th International CADCOMP Conference, Bologna, I, 13.-15.09. 2000, S. 63-72.
- [169] Knaust, U.: Zur Analyse und Optimierung von Faserverbund-Leichtbauteilen. *Fortschrittberichte VDI Reihe 20*, Nr. 11, VDI-Verlag 1989.
- [170] Zimmermann, R.: Berechnung dünnwandiger, rotationssymmetrischer, fadengewickelter Innendruckbehälter nach der Membrantheorie. DLR-Forschungsbericht 69-83, DFVLR Braunschweig 1969.
- [171] Zimmermann, R.: Experimentelle Untersuchungen über den Einfluss der Behälterform auf die Güte fadengewickelter, dünnwandiger Druckbehälter aus GFK. Interner Bericht 152-73/23, DFVLR Braunschweig 1973.

- [172] Völzke, H.: Zum Tragverhalten und Dimensionierung faserverstärkter Druckbehälter. Dissertation, Technische Universität Berlin, 1991.
- [173] Smirnow, W.J.: Lehrgang der höheren Mathematik. Teil III.2, 6. Auflage, VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften 1967.
- [174] Abramowitz, M., Stegun, I.A.: Handbook of Mathematical Functions. Dover Publications 1965.
- [175] Cuntze, R.: Grundlagen für die Berechnung von Rotationsschalen aus Faserverbund. Habilitationsschrift, Technische Universität München 1977.
- [176] Giramoll, K.C., Namiki, F., Onada, J.: Dome thickness of filament wound pressure vessels. Transactions of the Japan Society for Aeronautical and Space Sciences 34 (1990).
- [177] Richtlinie zum Prüfen von Druckgasbehältern in Verbundbauweise aus faserverstärktem Kunststoff. VdTÜV-Merkblatt 505, Ausgabe 07.96, Verlag TÜV Rheinland 1996.
- [178] Richtlinie für die Ausrüstung, Prüfung und den Betrieb von Fahrzeugen, die mit komprimiertem Erdgas betrieben werden. VdTÜV-Merkblatt 757, Ausgabe 04.94, Verlag TÜV Rheinland 1994.
- [179] Van der Ween, F.: Algorithm for draping fabrics on doubly curved surfaces. Numerical Method in Engineering 31 (1991), S. 1414-1426.
- [180] Laroche, D., Vu-Khan, T.: Forming of woven fabric composites. Composite Materials 28 (18) (1994), S. 1825-1839.
- [181] Wang, J., Paton, R., Page, J.R.: The draping of woven fabric preforms and prepregs for polymer composite components. Composites: Part A 30 (1999), S. 757-765.
- [182] Boisse, P., Cherouat, J., Gelin, J.C., Sabhi, H.: Experimental study and finite element simulation of a glass fiber fabric shaping process. Polymer Composites 16 (1) (1995), S. 83-95.
- [183] Pickett, A.K., Cunningham, J.E., De Luca, P., et al.: Numerical techniques for the pre-heating and forming simulation of continuous fibre reinforced thermoplastics. SAMPE Europe Conf. and Exhibition, Basel, May 28-30 (1996).
- [184] McGuinness, G.B., O'Bradaigh, C.M.: Characterisation of thermoplastic composite melts in rhombus-shear: the picture-frame experiment. Composites Part A: 29A (1998), S. 115-132.
- [185] Johnson, A.F.: Rheological model for the forming of fabric-reinforced thermoplastic sheets. Composites Manufacturing 6 (3-4) (1995), S. 153-160.
- [186] Bergsma, O.K.: Three dimensional simulation of fabric draping. Dissertation, Delft University of Technology, Delft: Delft University Press 1996.
- [187] Biswas, A.: Durchgängige Rechnerunterstützung für die Produktentwicklung umgeformter gewebeverstärkter Thermoplastbauteile. Dissertation, RWTH Aachen, Aachener Beiträge zur Kunststoffverarbeitung, Aachen: Verlag der Augustinusbuchhandlung 1996.

- [188] Long, A.: Process modelling for textile composites. EUROPAM 2000, 12-13. Okt. (2000), Nantes, F.
- [189] De Luca, P., Lefébure, P., Pickett, A.K.: Numerical and experimental investigation of some press forming parameters of two fibre reinforced thermoplastics: APC2-AS4 and PEI-CETEX. Composites Part A: 29A (1998), S. 101-110.
- [190] Van West, B.P., Luby, St.C.: Fabric draping simulation in composites manufacturing, Part I: description and applications, Part II: analytical methods. Advanced Materials April (1997), S. 29-41.
- [191] Solid 65 - 3D reinforced solid concrete solid. ANSYS Vers. 5.6, Element Manual (2000).
- [192] Nowacki, J., Fujiwara, J., Mitschang, P., Neitzel, M.: Deep drawing of fabric reinforced thermoplastics: maximum drawing depth and mechanism of wrinkle formation. Polymers & Polymer Composites. 6 (4) (1998), S. 215-222.
- [193] Nowacki, J., Neitzel, M.: Thermoforming of reinforced thermoplastic stiffened structures. Polymer Composites 21 (4) (2000).
- [194] Nowacki, J., Mitschang, P., Neitzel, M.: Tailored blank technology: thermoforming and joining of reinforced thermoplastics in one step. 3rd ESAFORM Conf. On Material Forming, Stuttgart (2000), Stuttgart: Sprint-Druck, S. I.18-I.21.
- [195] Wittich, H., Evstatiev, M., Bozwelieva, E., Friedrich, K., Fakirov, S.: Effect of crystallinity on the interlaminar fracture toughness of continuous glass fiber-polyamide composites. Advanced Composite Materials 2 (2) (1992), S. 135-152.
- [196] Hashemi, S., Kinloch, A.J., Williams, J.G.: The effect of geometry, rate and temperature on the mode I, mode II and mixed-mode I/II interlaminar fracture of carbon-fibre/poly(ether-ether-ketone) Composites. Composite Materials 24 (1990), S. 919-956.

Betreute Studien- und Diplomarbeiten

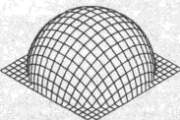
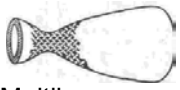
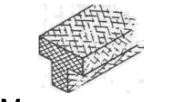

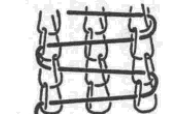
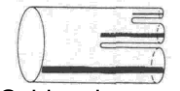
- [197] Müller, G.: Designstudie zu flachbauenden Faserkunststoffverbund-Druckbehältern. Diplomarbeit, IVW-Bericht 99-059, Universität Kaiserslautern 1999.
- [198] Gunasekaran, S.; Chidambaran, A.: Design study of flatshaped pressure vessels - report on the counter part training of the first two personals from Anna University, Madras, India. Designstudie, Universität Kaiserslautern 1997.
- [199] Heinrich, J.: Failure of adhesive joints caused by the combination of hydrostatic and deviatoric stresses. Studienarbeit, IVW-Bericht 98-028, Universität Kaiserslautern 1998.
- [200] Bouabid, A.: Statische FE-Analyse einer FKV-Zehenschutzkappe. Studienarbeit, IVW-Bericht 00-058, Universität Kaiserslautern 2000.
- [201] Bouabid, A.: FE-Analyse einer im Thermoformverfahren hergestellten gewebeverstärkten FKV-Struktur. Diplomarbeit, IVW-Bericht 00-057, Universität Kaiserslautern 2000.

Anhang

A.1 Textile Halbzeuge

Tabelle A.1: 3D-Textilien [92]

	Textiles Halbzeug	Halbzeug-Geometrie, Faserwinkel	Verbundeigenschaften	Anwendungen, Halbzeugherstellung, Automationsgrad (AG)	
3D-Gewebe	ebene Gewebefläche mit 3D-Struktur	 Veloursgewebe (Sandwich)	2D Gewebesichten (GS) mit Polfäden; Winkel in Deckschichten (DS) invariabel: Kette 0°, Schuss 90°, Polfäden $\pm 20-90^\circ$	anisotropes Schubverhalten, mech. Kennwerte geringer als bei Nomexweben, hohe Schälfestigkeit der DS infolge Polfäden	Leichtbauplatten, Schalenbauteile, Isolationen, Schallschutzwände; vollautomatisiertes (va.) Webverfahren, hohe Produktivität
		 Mehrlagengew.	GS mit 3D-Verstärkung; Winkel in GS nicht variabel: Kette-0°, Schuss-90°; Neigungswinkel Bindekettfäden $\pm 20-90^\circ$	Drapierfähigkeit sinkt mit steigender Schichtanzahl, mech. Kennwerte in Ebene 60-90% UD-, ILS-Werte größer als UD	Alternative zu 0°/90° Laminaten, hohe Schadenstol., schalenförm. Bauteile geringer Krümmung: Segelflugglatten Kfz-Bodengruppe; va. Webv..
	3 rechtwinkl. Fadensyst.	 orthogon. Gew.	kompakte Gewebelöcke, Kantenlängen bis zu 500 mm, rechth. Anordnung gestreckter Fasern in 3 Raumachsen, Faserwinkel nicht variabel	Faservol. bis max. 50 %, gleiche Kennwerte in XYZ-Richtungen, in CFC-Werkstoffen: 3-fach erhöhte Schubfestigkeit gegenüber 2D-Laminaten	fast nur als CFC für thermisch hochbelastete Bauteile (Raketenspitzen, Tragflächen, Verbindungselemente), Versuche mit Implantaten; teilmanuelle Webvorricht., geringer AG
	profilförmige Gewebe	 integral gewebte Profile	kompakte Profile mit gewellten Fasern; Orientierung: x/0°-Kett-, y/90°-Schuss-, z/90°-Bindekettfäden mit variablem Neigungswinkel (VNW)	Vgl. zu 2D-Gew.: wenig Delamination & Torsionssteifigk., hohe Schadenstol. & Energieabsorption; integrale Verbindung flacher Mehrschichtgew. mit aufgesetzten Rippen	versteifte Schalenstrukturen geringer Krümmung; Herstellung: konventionelle Mehrschichtgew. mit integriert gewebten Hohlräumen werden aufgeschnitten und auseinandergeklappt
		 verwebte profilförmige Gelege	kompakte Profile mit gestreckten und gewellten orthogonale Fasern: x/0°-Kett-, y/90°-Schuss-, z/90°-Bindekette mit VNW	im Vgl. zu bisherige 2D- u. 3 D-Gewebe: hohe mech. Kennwerte, hohe Druckfestigkeit nach Impact, geringe Torsionssteifigkeit	integrale Verbindung flacher Mehrschichtgew. mit aufgesetzten Rippen: versteifte Schalenstrukturen geringer Krümmung; automatisierbar
	Mehrlag.-Rundgewebe	 Mehrlagen-Rundgewebe	Zylinder oder Kegelgeometrien großer Wandstärken; Fasern in orthogonaler 3D-Orientierung: Axialfäden (parallel zur Längsachse), Radialfäden (vom Umfang zum Kern), Umfangsfäden (Wickelwinkel z.T. variabel)	bis zu vierfache Schubsteifigkeit im Vergleich zu 2D-Laminaten	CFC-Verbunde für extrem thermische Belastung: Antriebsdüsen, Radome von Raketen, Flugz., Bremscheiben
				halbautomat. Verf., lange Zyklen: 1. Aerotiss: Web-Wirkverf. mit Schablonen, in die biegsame Stäbe, später Axialfäden, eingesetzt werden, Fadenablage in Korridore zw. die Stäbe, Maschenbildung mit Radialfäden. 2. Auto-weave: Aufstecken vorgehärteter Radialfäden auf weichen Kern, Wickeln der Axial- und Umfangsfäden in die Korridore.	
	3D geformte Gewebeschalen	 Auffalt-Gewebe	einlagiges Gewebe, konische Geometrie, 2 Schnittlinien am Umfang, Kette: vertikale Orientierung zur Kegelspitze, Schuss: Umfangsfäden	Preformen/Tiefzieh. durch Formgebung(Kegel) im Halbzg.; mech. Eigensch. wie 2D-Gewebelaminaten; vertikale Schwachstelle (verfahrensbedingte Kettfadentrennung)	konische Schalen; nur veralteter Schützenwebstuhl einsetzbar (Gewebe mit Innentaschen, Abtrennen der Kettfäden, Auffalten des Kegels)

3D Geflechte	3D geformte Gewebesohlen		ein-/mehrlag. Gew. mit einstellb. biaxial gekrümmter Schalenform, Fäden in 3D-Struktur mit variablen Winkeln u. Dichten: x/0°-Kett, y/90°-Schuß, z/90° Bindekett	kein Konfektionieren/Preformen/Tiefziehen durch Formgebung (variabel) im Halbzig; mech. Eigenschaften wie Mehrlagen-gew., geringe Delamination	Schalen mit biaxial gekrümmten Geometrien: Gehäuse, Verkleidungen, verwölbte Flächen; va. Webverfahren
	Mehrschicht-rundgeflecht		3D-Geflecht in Rotations-Geometrie (Zylinder, Kegel), große Wandstärken; einstellbare diagonale Fadenverkreuzung $\pm 10-60^\circ$, 0°-Fäden (Stehfäden) mit variablem Volumenanteil	keine Delaminationsflächen, große Energieabsorption, hohe Schadens-toleranz	rotationsähnl. Geometrien mit hoher Schadenstoleranz: Rotorblätter, Crashelemente, v.a. CFC-Bauteile für extrem thermische Belastungen; Automatisiertes Verf., mittlere Produktivität
	Profilform. Geflechte		kompakte Profile, konst. Querschn., 3D-Struktur mit diagon. Fadenkreuzung: Flechtäden (0-45° einstellbar), Stehfäden (0°)	keine Delaminationsflächen, große Energieabsorption, hohe Schadens-toleranz	Halbzig. für Leichtbau, Versteifungsrippen, Crashelemente; halb- und va. Versuchsanlagen, mittlere Produktivität
	bauteilform. Gefl.		bauteilähnl. 3D-Gefl., variabl. Querschn., 3D-Struktur mit einstellbaren Einzelfadenorientierungen	keine Delaminationsflächen, große Energieabsorption, hohe Schadens-toleranz; mech. Eigenschaften einstellbar	komplexe Bauteile in Luftfahrt, Automobilbau mit integrierten Krafteinleitungen (Stringer, Rippen, Crashelemente); va. Prototyp-Maschine
3D Gewirke u. Gestricke	Mehrlagen-gewirke		Mehrere ebene Gewirke-schichten, durch Polfäden verbunden; Faserorientierung: schlaufenförmig in Decklagen, einstellb. Neigungswinkel in Polfäden	hohe Verformbarkeit, geringe mech. Kennwerte wegen Fadenkrümmung der Maschen	sehr leichte, mech. wenig beanspruchte Sandwichplatten (max. 60 mm Kerndicke) sphärisch stark geformte Bauteile; va. Verfahren, hohe Produktivität
	Rundgewirke		Einschichtiges Rundgewirk mit verzweigten Enden, deren Zahl und Größe in Grenzen einstellbar, schlaufenförmige Faserorientierung	hohe Verformbarkeit, geringe mech. Kennwerte wegen Fadenkrümmung der Maschen	künstliche Blutgefäße, flexible Rohre/ Schläuche; RR-Raschelmachine

A.2 Allgemeine Werkstoffkennwerte

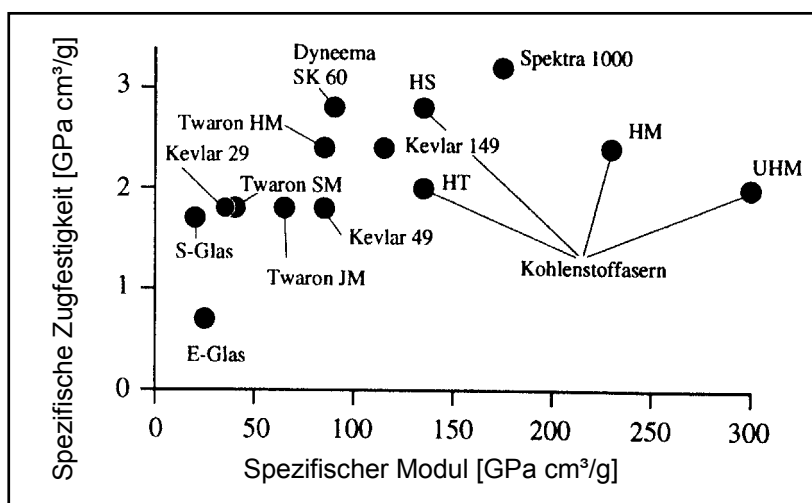


Abbildung A.1: Einordnung der Fasern

Tabelle A.2: Eigenschaften verbreiteter Fasern und Matrixsysteme bei RT [78, 79, 90, 97, 102, 116, 133]

Name	Typ	E_1^t [GPa]	E_2 [GPa]	G_{12} [GPa]	ν_{12} [1]	α_1/α_2 [10 ⁻⁶ K]	λ_1 W/mK	ε_1^{Rt} [%]	R_1^t [MPa]	R_1^c [MPa]	R_2^t [MPa]	R_2^c [MPa]	R_{12} [MPa]	ρ [g/cm ³]
T300	CF HT	231	14	22	0,25	-0,17	8,5	1,60	2970	2690	2400	2000	2000	1,77
AS4	CF HT	248	13	21	0,25	-0,17	9,0	1,40	3490	2700	345	350	1550	1,80
X550	CF HST	235						1,80	4600					1,77
X600	CF HST	245						2,10	5400					1,77
UTS	CF HST	240							4800					1,80
T700	CF HST	230						2,10	4900					1,80
T1000	CF HST	289			0,35			1,82	7027					1,82
IM6	CF IM	276	12	19		-0,17	10,0	1,70	4500	2700				1,77
IM7	CF IM	276	12	19		-0,17	10,0	1,60	3940	2700				1,74
M40	CF HM	390				-1,5/30		0,80	2400					1,80
M46	CF HM	480	6			-1,5/30		0,35	2000					1,96
T50, G50	CF HM	358						0,70	2482					1,81
P55 (Pitch)	CF HM	379	6,2		0,2			0,50	2068					2,00
GY70 (Pitch)	CF UHM	517						0,36	1816	1400				1,96
P75 (Pitch)	CF UHM	517	9,5	6,9	0,2			0,40	2068					2,00
P100 (Pitch)	CF EHM	772	7	22		-0,44	52,0	0,31	2440	700				2,15
A	GF	71	71			9,0								
E	GF	73	73		0,23	5,3		4,8	3447	2800	2800	2800	1700	2,60
ECR	GF	72,4	72,4			6,4		4,8	3445					2,72
R	GF	86	86			4,0		5,1	2068					2,49
S-2	GF	90 87	90 87	36	0,20	5,0	9,0	5,4	2990 4585	1570	4000	4000	2410	2,49 2,55
Kevlar-29; Twaron SM	AF HS	62; 65			0,35	-2,26		4,0; 3,4	3617					1,40
Kevlar-49; Twaron IM	AF IM	118; 100	7	3; 2,8	0,36	-1,5/17; -5,2/41	0,04	3,0 2,9	3040 3792	1050				1,44
Kevlar-149; Twaron HM	AF HM	186; 121	4,1	2,9	0,35	-1,49		1,8; 2,0	3274	500	500	500	500	1,44
M5	PIPD	330						1,5	4000					1,70
Spectra900	PE UHM	117						3,5	2585					0,97
Spectra1000	PE UHM	172						2,7	3274					0,97
DyneemaSK6	PE UHM	87						3,5	2700					0,97
	EP	3- 5	3- 5		0,35	40- 60			98- 140	200- 350	98- 140	200- 350	125- 100	
LY556/HY917	EP	3,4	3,4		0,35			5,0	90					1,20
MY720/HT976	EP	2-3,8	2-3,8		0,35			1,8	60	204	60	204		
	EP 1 ¹⁾	4,2			0,38			1,74	63					
	EP 2 ²⁾	3,1			0,38			9,65	87					
	EP 3 ³⁾	2,9			0,38			8,78	82					
	EP	4	4		0,38			5,1	1,3	153	51	153		
Palatal P6	UP	4,8	4,8			70		2	60					1,22
Palatal A430	VE	4	4					6	83					1,14
	PE-HD	0,6	0,6					400	30					0,96
	PP	1,3	1,3					650	37					0,90
	PA66	1,7	1,7					170	57					1,14
	PC	2,2	2,2					120	70					1,20
	PE	3,3	3,3					60	105					1,27
PEEK450G	PEEK	3,6	3,6					> 50	97					1,32

EP1 Tetraglycidylaminodiphenylmethan/Bisphenol-A-Diglycidylether/Diaminodiphenylsulfon

EP2 Bisphenol-A-Diglycidylether/Diaminodiphenylsulfon

EP2 Bisphenol-A-Diglycidylether/Diaminodiphenylsulfon, Kautschuk modifiziert

A.3 Kennwertermittlung an gescherten GV-FKV-Proben

A.3.1 Messtechnik und Prüfapparatur

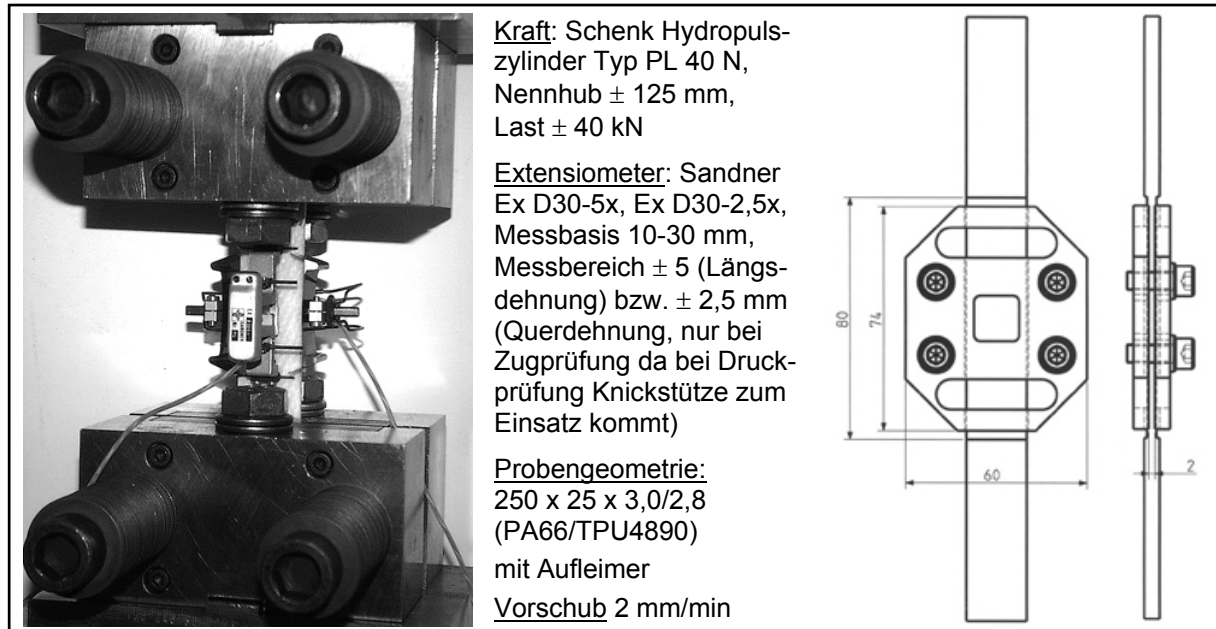


Abbildung A.2: Zug- und Druckprüfung von 7581/PA66 sowie 7581/TPU4890

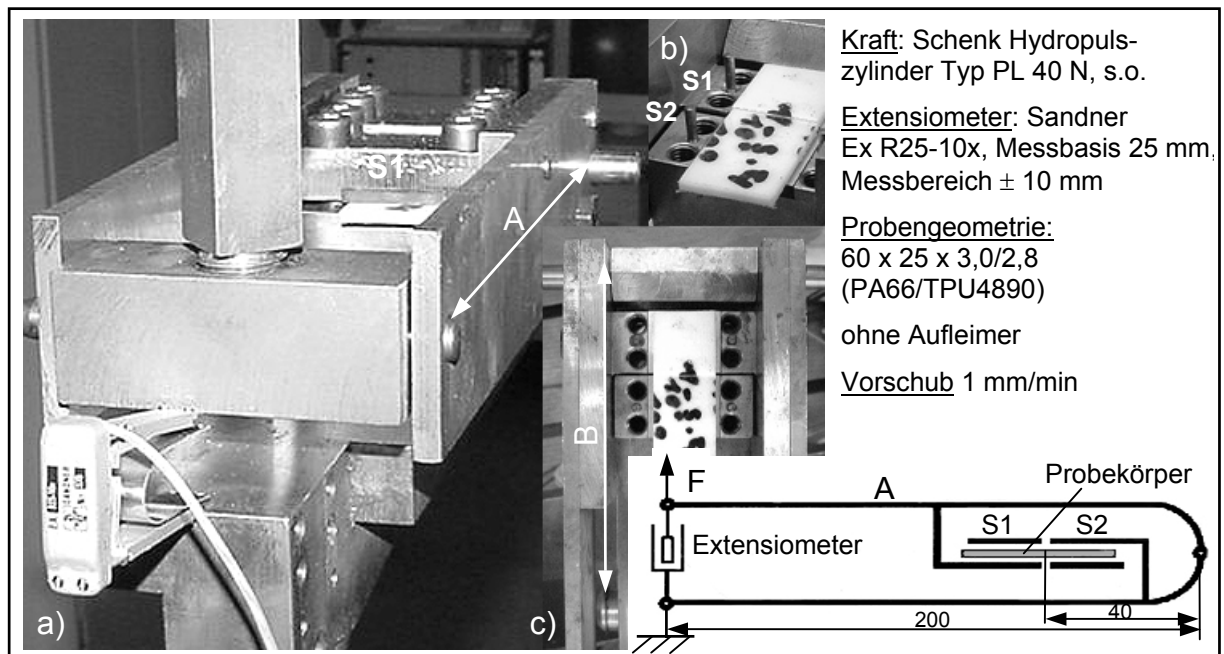


Abbildung A.3: Transversale Schubprüfung: a) gesamte Prüfvorrichtung, b+c) freigelegte Probe nach Entfernen der aufgeschraubten Scherplatten

A.3.2 Repräsentative Spannungs-Dehnungskurven

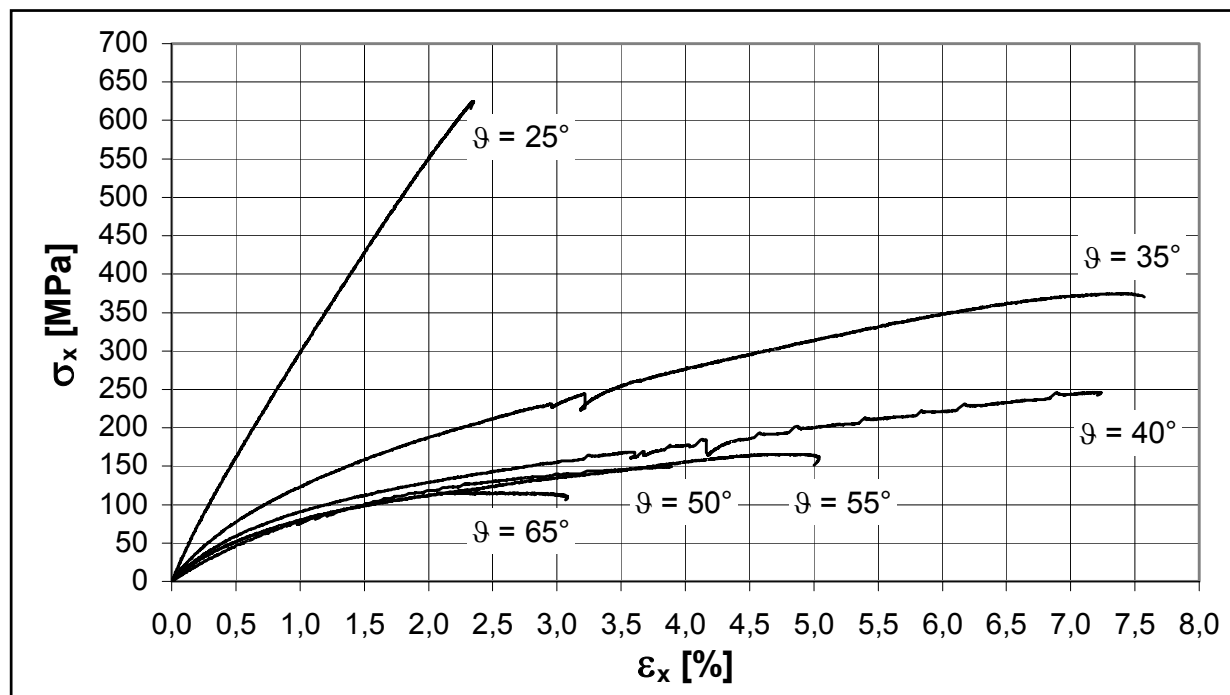


Abbildung A.4: Zugprüfung an gescherten 7581/PA66 Proben

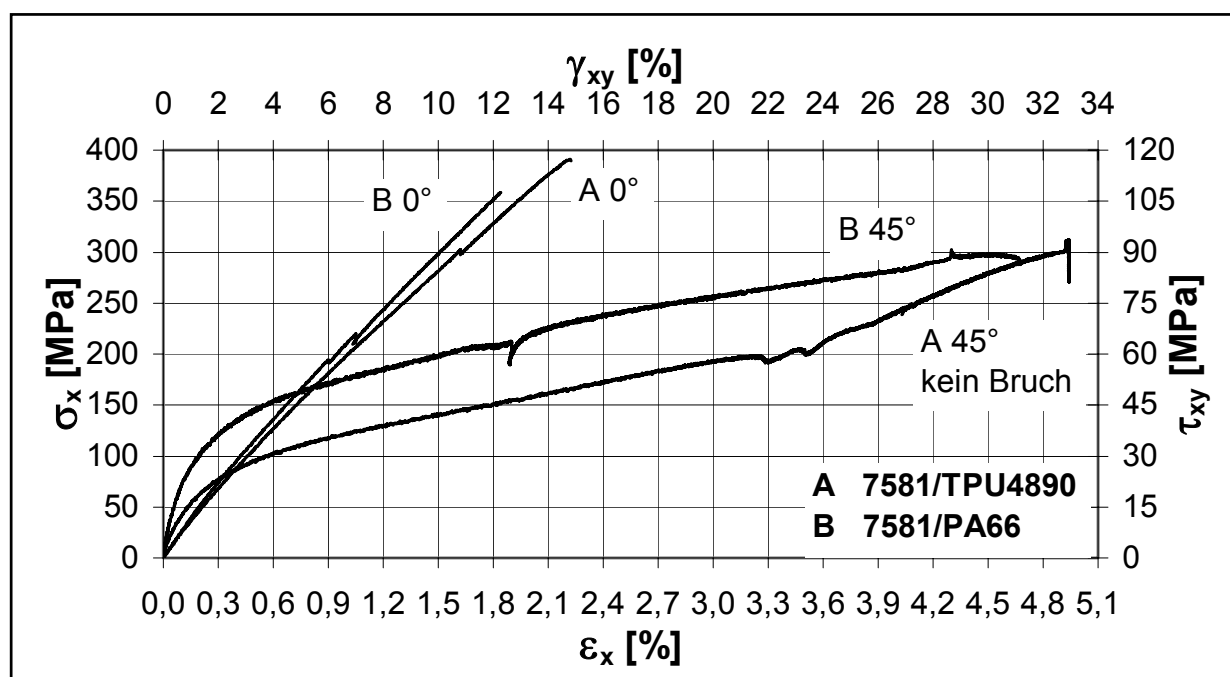


Abbildung A.5: 0°- und 45°-Zugprüfung an ungescherten 7581/PA66 und 7581/TPU4890 Proben

A.3.3 Tabellarische Zusammenfassung gemessener Laminatkennwerte

	7581/PA66								7581/TPU4890	
ϑ [°]	0/90	25	35	40	45	50	55	65	0/90	45
φ [%] S [%]	49,83 1,3	55,50 1,2	52,52 1,9	51,08 3,4	49,83 1,3	51,08 3,4	52,52 1,9	55,50 1,2	53,30 1,6	53,30 1,6
E_x^t [GPa] S [%]	24,325 2,8	32,448 3,7	16,953 9,6	12,752 3,5	10,380 9,9	9,697 3,1	9,665 2,6	9,524 8,6	21,194 3,7	6,813 4,3
R^t [MPa] S [%]	360 5,3	612 0,8	363 4,3	243 4,2	179 5,7	176 5,8	158 2,0	115 1,7	375 5,6	174 31
ν_{xy} [1] S [%]	0,12 27,5	0,62 8,0	0,60 19,5	0,60 8,5	0,52 24,7	0,37 11,7	0,31 38,5	0,23 8,1	0,11 18,2	0,74 5,4
ε_x^{Rt} [%] S [%]	1,90 6,0	2,87 6,9	6,73 9,2	7,79 6,2	12,93 20,6	3,04 23,6	6,28 28,6	2,47 6,0	2,12 2,8	19,33 2,6
$G_{xy}^{45^\circ}$ [GPa] S [%]					2,691 2,9					1,541 5,9
$R_{xy}^{45^\circ}$ [MPa] S [%]					90 5,7					98 3,1
E_x^c [GPa] S [%]	23,444 5,9	28,597 5,2	25,712 2,7	25,983 4,4		11,821 8,6	14,788 2,9	16,900 4,2	23,403 4,3	
R^c [MPa] S [%]	258 10,7	332 7,4	318 11,9	300 15,5		132 8,2	148 1,0	196 1,0	258 13,1	
ε_x^{Rc} [%] S [%]	1,13 8,8	1,32 11,9	1,25 19,3	1,15 19,0		4,46 21,5	2,20 9,3	1,48 10,5	1,14 13,6	
G_{xz} [MPa] S [%]	269 7,3	300 6,7	265 5,6	266 4,2		249 6,9	235 4,4	252 3,0	180 20,4	
ILS [MPa] S [%]	51 7,7	67 9,5	52 3,6	49 4,5		51 4,6	48 18,1	47 10,2	37 17,3	
R_{xz} [MPa] S [%]	88 2,7	130 8,2	107 5,0	103 1,6		96 1,5	92 10,2	78 8,4	82 9,3	

S prozentuale Standardabweichung aus je n = 5 Proben

$$S = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}$$

Tabelle A.3: Kenngrößen aus Zug-, Druck- und Schubversuch für 7581/PA66 und 7581/TPU4890 nach Kapitel 3.3.2.2

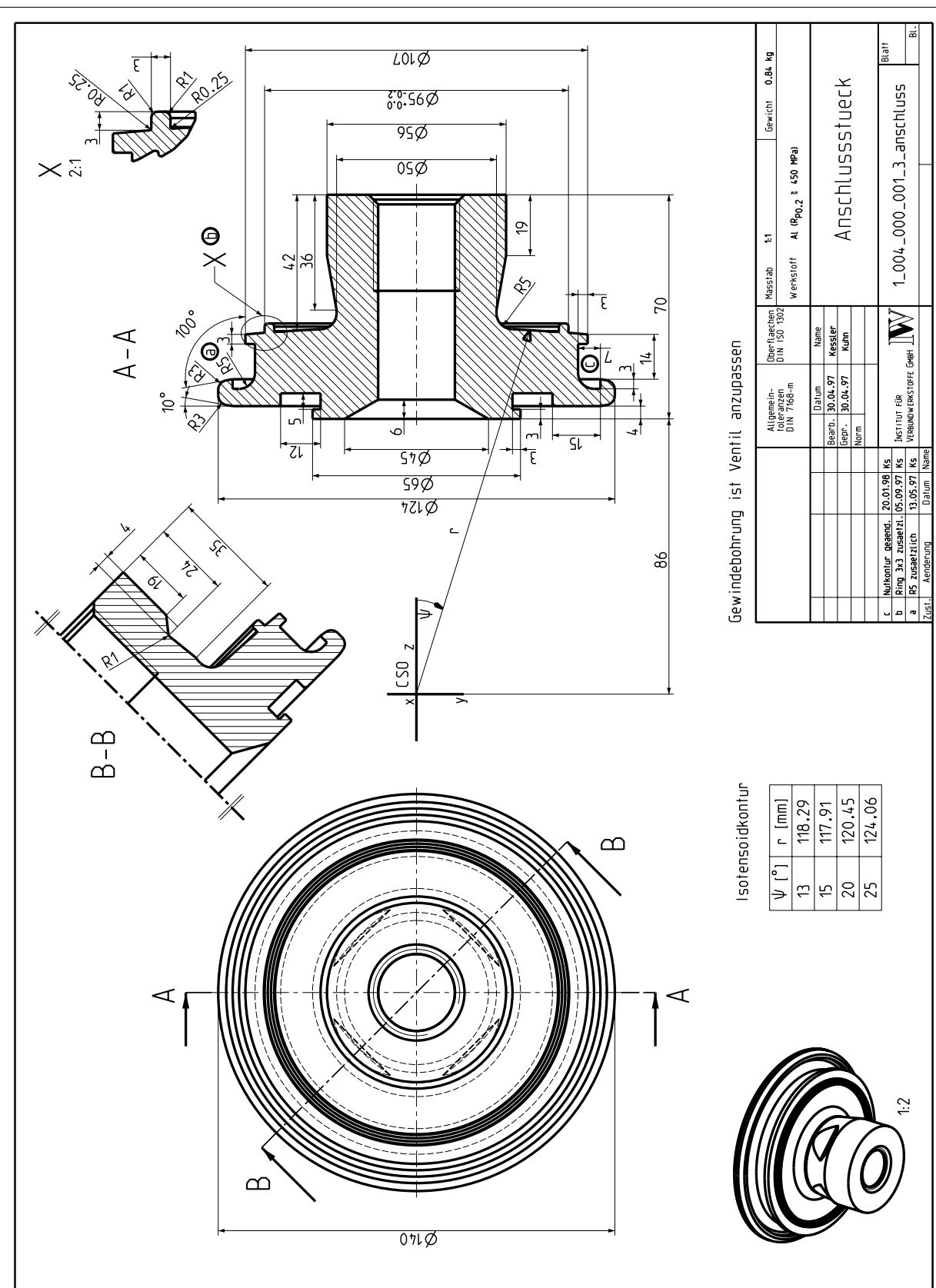


Abbildung A.7: Ventilanschlussstück, Druckbehälter Typ1c

A.5 Zehenschutzkappe

A.5.3 Prüfapparatur und Messtechnik

Statische Druckprüfung:

- Prüfraumen auf hauseigenem Bauteilprüfstand mit Schenk Hydropulszylinder Typ PL 40 N, Nennhub ± 125 mm, Last ± 40 kN
- Extensiomter: Sandner Ex R25-10x, Messbereich ± 10 mm, Messbasis 25 mm
- z.T. DMS-Messung mit Hottinger Baldwin Messtechnik, DMS-Typ 6/120RY91, Messbereich 6 mm, 3 Gitter, Nennwiderstand 120Ω , k-Faktor 2,08

Dynamische Druckprüfung:

- hauseigener Fallturm mit Kraftmessplatte und Laserwegmesssystem

A.5.4 Bauweise 701-2.6

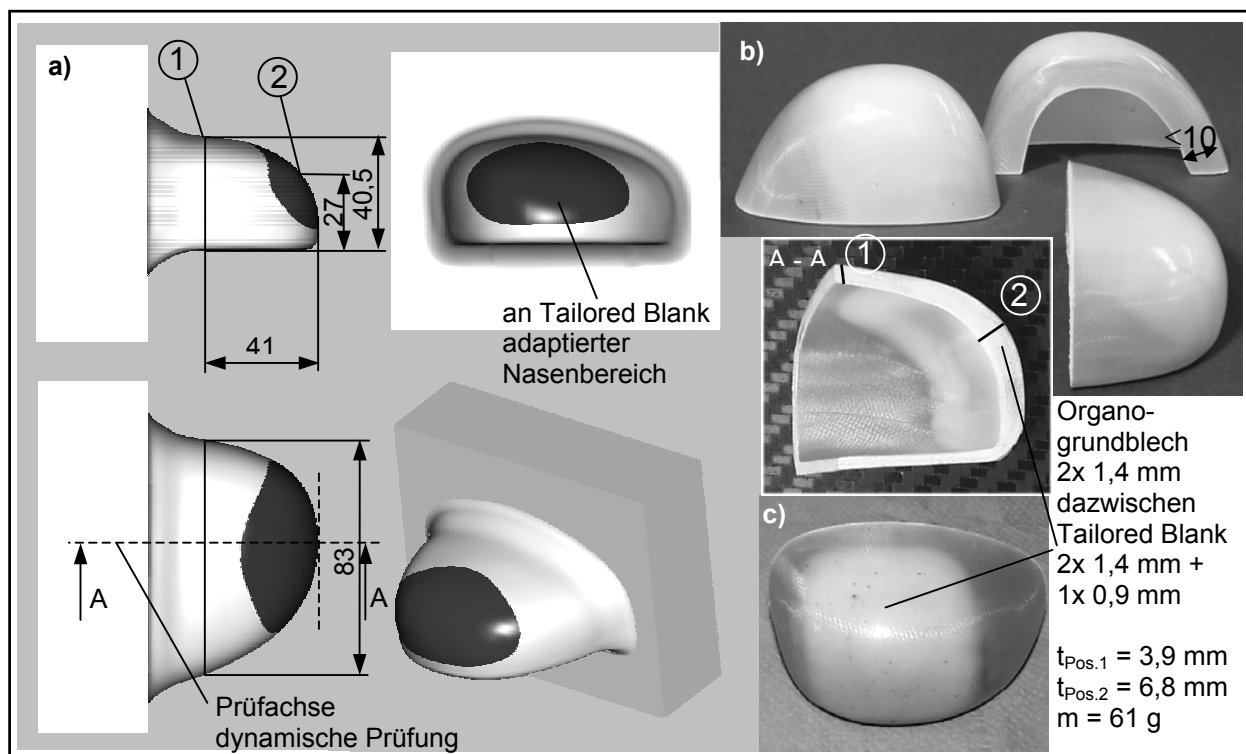


Abbildung A.9: Zehenschutzkappe Modell 701-2.6, Schuhgröße 8: a) Stempel, b) fertige Kappe GF-Gewebe 7581/TPU4890, c) weiß hervorgehobener Tailored Blank (pyramidenförmiger Aufbau aus drei Organoblechzuschnitten)